

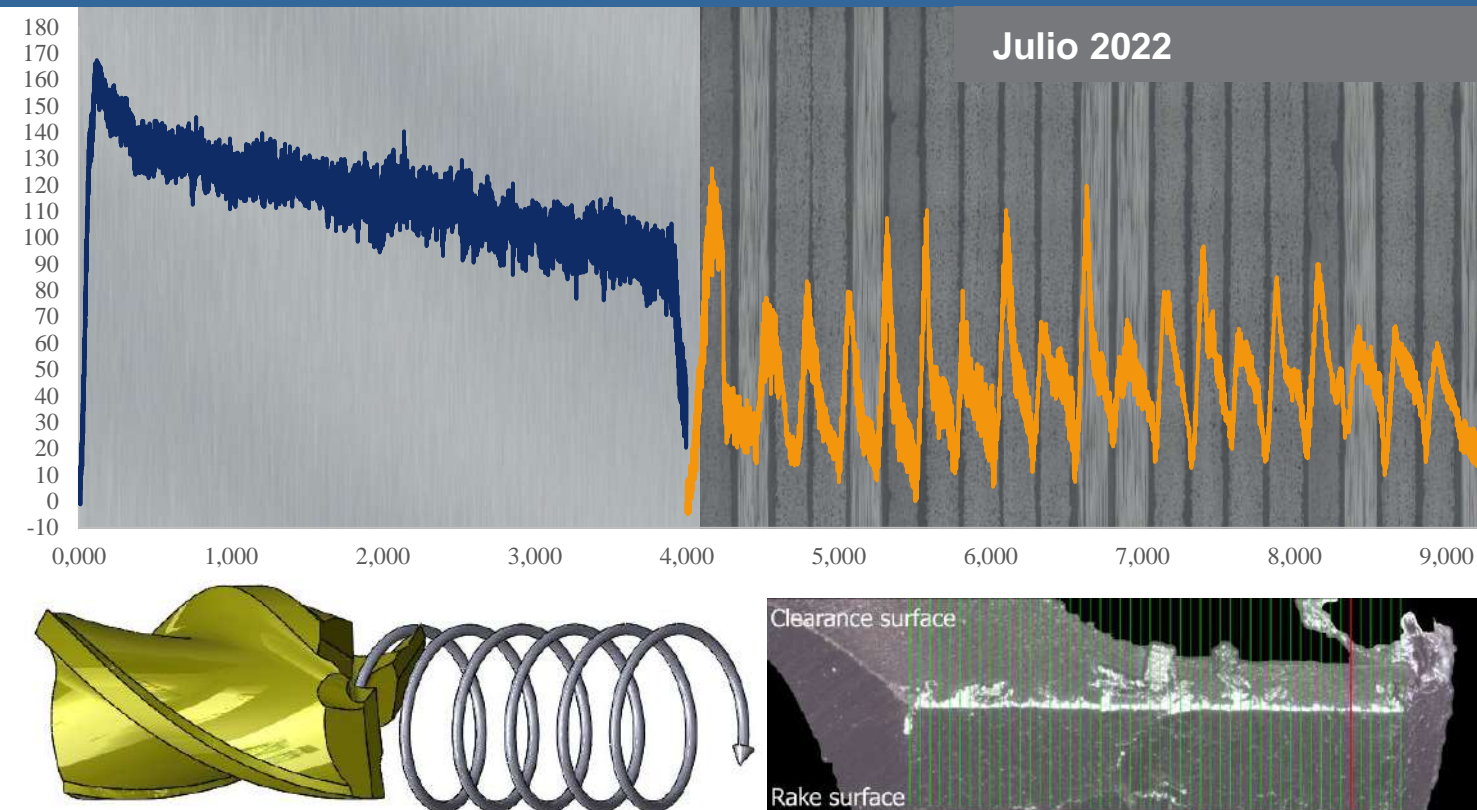


UCA

Universidad de Cádiz

Estudio de estrategias de taladrado orbital en el mecanizado de estructuras híbridas de materiales de interés aeronáutico

TESIS DOCTORAL



Departamento de Ingeniería Mecánica y Diseño Industrial  
TESIS DOCTORAL

Francisco  
Javier  
Puerta  
Morales

D. Francisco Javier Puerta Morales

Director: Dr. D. Jorge Salguero Gómez  
Dr. D. Severo Raúl Fernández Vidál



Escuela de Doctorado de la Universidad de Cádiz

Programa de Doctorado en Fabricación, Materiales e Ingeniería Ambiental

Departamento de Ingeniería Mecánica y Diseño Industrial

# **Estudio de estrategias de taladrado orbital en el mecanizado de estructuras híbridas de materiales de interés aeronáutico**

Memoria presentada por

**Francisco Javier Puerta Morales**

Para optar al título de Doctor

**Julio 2022**

Directores: Dr. D. Jorge Salguero Gómez

Dr. D. Severo Raúl Fernández Vidal



# INDICE

<b>Capítulo 1. Introducción</b> .....	<b>1.1</b>
1.1. Contexto socio-económico de la industria aeronáutica.....	1.1
1.2. Evolución de los materiales estratégicos en el sector aeronáutico.....	1.4
1.3. Estructuras híbridas y el reto de su mecanizado.....	1.6
1.4. Objetivos.....	1.10
1.5. Organización de la memoria.....	1.10
1.6. Bibliografía consultada.....	1.11
<b>Capítulo 2. Problemática y retos del taladrado de stacks aeronáuticos Ti/CFRP</b> .....	<b>2.1</b>
2.1. Materiales estratégicos en aeronáutica y la problemática en su mecanizado. Ti6Al4V y CFRP.....	2.1
2.1.1. Aleación de titanio Ti6Al4V.....	2.2
2.1.2. Materiales compuestos de fibra de carbono.....	2.18
2.2. Problemática del mecanizado de stacks.....	2.29
2.3. Fresado helicoidal.....	2.31
2.3.1. Comparativa del fresado helicoidal vs taladrado axial. Ventajas e inconvenientes.....	2.32
2.3.2. Variables cinemáticas del proceso de fresado helicoidal.....	2.36
2.4. Conclusiones particulares.....	2.58
2.5. Bibliografía Consultada.....	2.59
<b>Capítulo 3. Metodología experimental</b> .....	<b>3.1</b>
3.1. Introducción.....	3.1
3.2. Caracterización y preparación de los materiales de estudio.....	3.2
3.2.1. Aleación de titanio Ti6Al4V.....	3.2
3.2.2. Material compuesto de fibra de carbono (CFRP).....	3.4
3.3. Definición del diseño experimental.....	3.4
3.4. Selección de herramienta.....	3.5
3.5. Selección de los parámetros de mecanizado.....	3.6
3.5.1. Parámetros de mecanizado para la aleación de titanio Ti6Al4V.....	3.7
3.5.2. Parámetros de mecanizado para material compuesto CFRP.....	3.10
3.6. Preparación y ejecución de los ensayos.....	3.12

3.7. Evaluación de los parámetros de calidad del agujero .....	3.16
3.7.1. Diámetro.....	3.16
3.7.2. Calidad superficial.....	3.17
3.7.3. Evaluación de la rebaba.....	3.18
3.7.4. Factor de delaminación .....	3.20
3.8. Evaluación del desgaste de las herramientas.....	3.21
3.8.1. Evaluación mediante microscopio óptico.....	3.23
3.8.2. Evaluación mediante microscopía de foco variable.....	3.24
3.9. Tratamiento de las señales de fuerza .....	3.25
3.10. Conclusiones particulares .....	3.27
3.11. Bibliografía consultada .....	3.28
<b>Capítulo 4. Resultados y discusión .....</b>	<b>4.1</b>
4.1. Introducción.....	4.1
4.2. Caracterización del material los materiales empleados .....	4.3
4.2.1. Caracterización de la aleación Ti6Al4V .....	4.3
4.2.2. Caracterización del material compuesto CFRP .....	4.4
4.3. Resultados y evaluación del mecanizado de la aleación Ti6Al4V.....	4.6
4.3.1. Fase 1 Titanio. Efectos principales. ....	4.6
4.3.2. Fase 2 Titanio. Optimización de respuesta.....	4.16
4.3.3. Fase 3 Titanio. Ensayos de larga duración .....	4.26
4.3.4. Análisis del desgaste de la herramienta en fresado helicoidal de Ti6Al4V.....	4.31
4.3.5. Resultados del análisis de fuerzas en el fresado helicoidal de Ti6Al4V.....	4.37
4.4. Resultados y evaluación del mecanizado de material compuesto CFRP.....	4.52
4.4.1. Evaluación de la calidad superficial de los ensayos sobre CFRP.....	4.52
4.4.2. Evaluación dimensional de los ensayos sobre CFRP.....	4.56
4.4.3. Evaluación del factor de delaminación en los ensayos sobre CFRP .....	4.59
4.4.4. Optimización de respuesta.....	4.65
4.4.5. Análisis del desgaste de la herramienta en fresado helicoidal de CFRP.....	4.66
4.4.6. Resultados del análisis de fuerzas en el fresado helicoidal de CFRP .....	4.74
4.4.7. Resumen de los ensayos de fresado helicoidal sobre CFRP.....	4.81
4.5. Resultados y evaluación del mecanizado de stacks .....	4.82
4.5.1. Configuración Ti/CFRP .....	4.83
4.5.2. Configuración CFRP/Ti6Al4V .....	4.104
4.6. Bibliografía consultada .....	4.110

**Capítulo 5. Conclusiones y líneas futuras.....5.1**  
    5.1. Conclusiones .....5.1  
    5.2. Líneas futuras .....5.5

**Capítulo 6. Referencias bibliográficas.....6.1**

## ÍNDICE DE FIGURAS

<b>Figura 1.1.</b> Número de número de pasajeros de vuelos regulares embarcados en líneas aéreas mundiales desde 2004 hasta 2021 [3].	1.2
<b>Figura 1.2.</b> Distribución de materiales utilizados en la fabricación de aviones comerciales desde 1985 hasta 2014 [11].	1.5
<b>Figura 1.3.</b> Distribución del contenido en peso por tipos de materiales empleados en la familia Boeing 787 y Airbus A350.	1.5
<b>Figura 1.4.</b> Pronóstico de la demanda mundial de titanio para aeronaves [14].	1.6
<b>Figura 1.5.</b> Ejemplo de estructura híbrida material compuesto/metal.	1.7
<b>Figura 1.6.</b> Artículos recogidos en la base de datos Web of Science relacionados con el fresado helicoidal.	1.9
<b>Figura 2.1.</b> Estructura cristalina del Titanio. a) Estructura hexagonal compacta. b) Estructura cúbica centrada en el cuerpo.	2.2
<b>Figura 2.2</b> Maquinabilidad de algunos materiales aeronáuticos.	2.4
<b>Figura 2.3.</b> Formación de la viruta. a) Viruta continua. b) Viruta segmentada.	2.4
<b>Figura 2.4.</b> Formación de viruta en Titanio.	2.5
<b>Figura 2.5.</b> Micrografía de la viruta de titanio Ti6Al4V [82].	2.6
<b>Figura 2.6</b> Temperatura en la cara de desprendimiento de la herramienta al mecanizar Ti6Al4V en función de la velocidad de corte [10–12].	2.6
<b>Figura 2.7.</b> Propiedades del metal duro en función del tamaño de grano y cantidad de aglutinante.	2.7
<b>Figura 2.8.</b> Evolución de la adhesión secundaria sobre la herramienta [87].	2.10
<b>Figura 2.9.</b> a) Imagen de una broca después de 80 taladros donde se observa adhesión y caracterización. b) SEM de la cara de desprendimiento de una broca donde se aprecia adhesión. c) EDS de las zonas marcadas donde se aprecia que la composición del material adherido concuerda con la composición de la aleación [4].	2.11
<b>Figura 2.10.</b> a) Adhesión sobre la cara de desprendimiento de la broca. b) Colapso de la herramienta [27].	2.11
<b>Figura 2.11.</b> a) Defectos de forma. b) Tolerancia de cilindricidad.	2.12
<b>Figura 2.12.</b> a) Mecanismo de rasgado de superficie [13]. b) Superficie mecanizada [33].	2.13
<b>Figura 2.13.</b> Geometría de rebaba según punto de fractura.	2.15
<b>Figura 2.14.</b> Rebaba a la entrada del agujero.	2.17
<b>Figura 2.15.</b> Estructura cristalina. a) Grafito. b) Diamante. c) Fullerenos.	2.19
<b>Figura 2.16.</b> Orientación de fibra y el movimiento de corte. a) 0°. b) 90° [66].	2.21
<b>Figura 2.17.</b> Diferentes diseños de broca para el taladrado de materiales compuestos.	2.23
<b>Figura 2.18.</b> Variación típica de fuerza durante un operación de taladrado [72].	2.24
<b>Figura 2.19.</b> Comparación de fuerzas frente a la longitud de contactos en prototipos de herramientas sin recubrimiento y con recubrimiento [73].	2.24
<b>Figura 2.20.</b> Desgaste del recubrimiento de diamante sobre la herramienta DIAGER 22691 después de 309 agujeros [73].	2.25
<b>Figura 2.21.</b> Esquema de delaminación. a) En la entrada del agujero. b) En la salida del agujero.	2.26
<b>Figura 2.22.</b> Esquema de zona delaminada en un agujero.	2.27
<b>Figura 2.23.</b> Gráfica de daño frente a la fuerza de corte [47].	2.28
<b>Figura 2.24</b> Efectos de interacción debidos a la velocidad de corte y ángulo de punta sobre el factor de delaminación.	2.28
<b>Figura 2.25.</b> Representación esquemática de la delaminación al taladrar. a) Metal/CFRP. b) CFRP/Metal [90].	2.30
<b>Figura 2.26.</b> Representación del proceso fresado helicoidal.	2.32
<b>Figura 2.27.</b> Comparación del número de ciclos hasta el fallo para diferentes procesos de taladrado [98].	2.33
<b>Figura 2.28.</b> Distribución de tensiones residuales en la dirección del avance de la herramienta y la vertical para a) velocidad de avance de 0.2 mm/diente; b) velocidad de avance de 0.05 mm/diente [32].	2.34
<b>Figura 2.29.</b> Zonas de corte axial y periférico en la salida del agujero por parte de la herramienta.	2.35
<b>Figura 2.30.</b> Imágenes de microscopio de la salida de los agujeros.	2.35
<b>Figura 2.31.</b> Efectos de los parámetros de mecanizado frente al factor de delaminación en fresado helicoidal.	2.36
<b>Figura 2.32.</b> a) Movimiento de fresado helicoidal. B) Descomposición del movimiento helicoidal.	2.37
<b>Figura 2.33.</b> Descomposición de la velocidad de avance.	2.40

<b>Figura 2.34.</b> Representación de las velocidades de avance tangencial y periférica. ....	2.40
<b>Figura 2.35.</b> Cálculos de los parámetros más relevantes para el proceso de fresado helicoidal [105].....	2.41
<b>Figura 2.36</b> Fresado en oposición y concordancia.....	2.48
<b>Figura 2.37.</b> Dimensiones de la viruta sin deformar [105].....	2.51
<b>Figura 2.38.</b> Geometría de la viruta sin deformar [105].....	2.51
<b>Figura 2.39.</b> Muestras de viruta extraídas del proceso de fresado helicoidal, a) viruta continua; b) viruta discontinua [105]. ....	2.51
<b>Figura 2.40.</b> Representación del volumen mecanizado por la zona de corte inferior, periférica y total desde dos perspectivas distintas [126].....	2.52
<b>Figura 2.41.</b> Zonas de corte [126].....	2.53
<b>Figura 2.42.</b> Trayectoria de los filos de cortes para una fresa cilíndrica de (a) 1 filo y (b) 2 filos [154]. ....	2.53
<b>Figura 2.43.</b> Fuerzas de corte en el fresado periférico [155].....	2.54
<b>Figura 2.44.</b> Relación lineal entre el diámetro del agujero y las fuerzas normales en la herramienta [105]. ....	2.54
<b>Figura 2.45.</b> Evolución de las fuerzas de corte al variar a) Revoluciones del cabezal; b) Velocidad de avance de la herramienta. ....	2.55
<b>Figura 2.46.</b> Representación de la distribución de carga axial en la última capa de material compuesto [107].....	2.55
<b>Figura 2.47.</b> Esquematación de las fases del fresado helicoidal sobre el perfil de fuerzas axial [81]. ....	2.56
<b>Figura 2.48.</b> Representación de los ciclos de fuerzas que actúan en la herramienta elaborado mediante una simulación.....	2.56
<b>Figura 2.49.</b> Fresado helicoidal con fresa de cabeza esférica [59].....	2.57
<b>Figura 2.50.</b> Trayectoria de movimiento del punto P en el borde de corte periférico en el fresado helicoidal por vibración ultrasónica [112]. ....	2.57
<b>Figura 2.51</b> Proceso de fresado helicoidal bidireccional. a) Etapa de corte hacia delante I. b) Etapa de corte hacia delante II. c) Etapa de corte hacia atrás [156].....	2.58
<b>Figura 3.1.</b> Flujiograma de las principales fases de la metodología seguida. ....	3.2
<b>Figura 3.2.</b> a) Equipo de electroerosión por hilo (WEDM). b) Dimensiones finales de la probeta. ....	3.3
<b>Figura 3.3.</b> a) Durómetro Centaur. b) Patrón de dureza Vickers. ....	3.4
<b>Figura 3.4.</b> Herramienta seleccionada.....	3.6
<b>Figura 3.5.</b> Valores de velocidad de corte.....	3.8
<b>Figura 3.6.</b> Velocidades de avance tangencial definido en milímetros por diente. ....	3.9
<b>Figura 3.7.</b> Velocidades de avance axial definido en milímetros por revolución helicoidal en la aleación de titanio.....	3.9
<b>Figura 3.8.</b> Velocidades de corte empleadas en CFRP (m/min). ....	3.11
<b>Figura 3.9.</b> Velocidad de avance tangencia empleados en CFRP (mm/diente). ....	3.11
<b>Figura 3.10.</b> Velocidades de avance axial definido en milímetros por revolución helicoidal en CFRP. ....	3.12
<b>Figura 3.11.</b> Sujeción de la probeta mediante mordaza hidráulica ..... 3.13	3.13
<b>Figura 3.12.</b> a) Sistema sujeción para planchas de 210 x 210 mm explosionado. b) Montaje real. ....	3.13
<b>Figura 3.13.</b> a) Pinza de precisión. b) Montaje sobre el portaherramientas.....	3.14
<b>Figura 3.14.</b> Centro de mecanizado Kondia Five-400. ....	3.14
<b>Figura 3.15.</b> Micrómetro de interiores de tres contactos (rango 6-8 mm) junto con anillo patrón. ....	3.16
<b>Figura 3.16.</b> Disposición de las mediciones. ....	3.17
<b>Figura 3.17.</b> a) Rugosímetro Mahr Perthometer PGK 120. b) Palpador MFW-250. ....	3.17
<b>Figura 3.18.</b> Posiciones de evaluación de la calidad superficial.....	3.17
<b>Figura 3.19.</b> Ejemplo de plantilla para la evaluación de la calidad superficial. ....	3.18
<b>Figura 3.20.</b> Detección de la rebaba con el microscopio Nikon SMZ-800.....	3.19
<b>Figura 3.21.</b> Obtención del perfil de la rebaba.....	3.19
<b>Figura 3.22.</b> Procedimiento de medición de altura de rebaba.....	3.20
<b>Figura 3.23.</b> Preparación de la imagen y selección del contorno delaminado.....	3.21
<b>Figura 3.24.</b> Selección del contorno con los ajustes "Threshold Color" y resultados de la medición. .	3.21
<b>Figura 3.25.</b> Imágenes SEM/EDS. ....	3.22
<b>Figura 3.26.</b> Alicona InfiniteFocus G5+. ....	3.22
<b>Figura 3.27.</b> Preparación de superficie de referencia y posterior evaluación del desgaste. ....	3.23
<b>Figura 3.28</b> Medición de la pérdida de filo en el extremo del filo de la herramienta ..... 3.23	3.23
<b>Figura 3.29.</b> Procedimiento de medición de la altura y ángulo del desgaste de flanco. ....	3.24



<b>Figura 3.30.</b> Evaluación del desgaste empleando el equipo Alicona.....	3.25
<b>Figura 3.31.</b> a) Mesa dinamométrica Kistler 9255B. b) Amplificador Kistler 5070A.....	3.26
<b>Figura 3.32.</b> Flujograma de trabajo para el tratamiento de las señales de fuerza.....	3.26
<b>Figura 4.1.</b> Diagrama de flujo para los resultados de caracterización del material.....	4.1
<b>Figura 4.2.</b> Diagrama de flujo para los resultados de los ensayos sobre la aleación Ti6Al4V.....	4.2
<b>Figura 4.3.</b> Diagrama de flujo para los resultados de los ensayos sobre CFRP.....	4.3
<b>Figura 4.4.</b> Diagrama de flujo para los resultados de los ensayos sobre estructuras híbridas.....	4.3
<b>Figura 4.5.</b> Montaje micrográfico de la muestra (500X).....	4.5
<b>Figura 4.6.</b> Gráfica de resultados de Ra en la fase 1 de los ensayos sobre la aleación Ti6Al4V.....	4.8
<b>Figura 4.7.</b> Herramienta empleada en el ensayo de fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V con los parámetros de corte: $V_c = 160$ m/min, $f_{zt} = 0,015$ mm/diente, $f_{za} = 0,001$ mm/diente.....	4.8
<b>Figura 4.8.</b> Gráfica de los efectos principales para la rugosidad media aritmética en la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.10
<b>Figura 4.9.</b> Gráfica de resultados de diámetros en la fase 1 de los ensayos de fresado helicoidal sobre la aleación Ti6Al4V.....	4.12
<b>Figura 4.10.</b> Gráfica de efectos principales para la respuesta de diámetro en el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.12
<b>Figura 4.11.</b> Gráfica de resultados de altura de rebaba en la fase 1 de los ensayos de fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.14
<b>Figura 4.12.</b> Imagen de la salida de primer agujero realizado en el ensayo del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V con parámetros $V_c = 120$ m/min, $f_{zt} = 0,0225$ mm/diente y $f_{za} = 0,00075$ mm/diente.....	4.14
<b>Figura 4.13.</b> Gráfica de los efectos principales para la altura de rebaba en el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.15
<b>Figura 4.14.</b> Resultados de Ra para el fresado helicoidal en concordancia de la aleación Ti6Al4V. ...	4.18
<b>Figura 4.15.</b> Gráfica de efectos principales para la calidad superficial.....	4.19
<b>Figura 4.16.</b> Resultados de diámetro para el fresado helicoidal en concordancia de la aleación Ti6Al4V.....	4.21
<b>Figura 4.17.</b> Gráfica de los efectos principales para la respuesta de diámetro en el fresado helicoidal en concordancia de la aleación Ti6Al4V.....	4.21
<b>Figura 4.18.</b> Resultados de altura de rebaba para el fresado helicoidal en concordancia de la aleación Ti6Al4V.....	4.23
<b>Figura 4.19.</b> Gráfica de los efectos principales para la respuesta de altura de rebaba en la fase 2 de los ensayos de fresado helicoidal sobre la aleación Ti6Al4V.....	4.23
<b>Figura 4.20.</b> Evolución de Ra durante el ensayo de larga duración en la aleación Ti6Al4V.....	4.26
<b>Figura 4.21.</b> Estado de la herramienta tras el agujero número 50 en el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.27
<b>Figura 4.22.</b> Evolución del diámetro durante el ensayo de vida en Ti.....	4.28
<b>Figura 4.23.</b> Medición de altura de rebaba sobre la probeta de titanio con la superficie pulida.....	4.29
<b>Figura 4.24.</b> Evolución de la altura de rebaba en el ensayo de larga duración de fresado helicoidal sobre la aleación Ti6Al4V.....	4.30
<b>Figura 4.25.</b> Imágenes de una herramienta nueva (microscopio óptico) a) filos frontales, b) filos laterales.....	4.32
<b>Figura 4.26.</b> Imágenes de una herramienta nueva. a) Imagen SEM. b) Mapeado de elementos EDS. c) Espectro EDS.....	4.33
<b>Figura 4.27.</b> Imagen de la pérdida de material de uno de los filos de corte de la herramienta empleada en el fresado helicoidal de la aleación de titanio con los parámetros de mecanizado $V_c = 160$ m/min, $f_{zt} = 0,003$ mm/diente y $f_{za} = 0,001$ mm/diente.....	4.34
<b>Figura 4.28.</b> Imágenes SEM-EDS de uno de los filos de la herramienta que ha empleado la configuración de parámetros: a) $V_c = 80$ ; $f_{zt} = 0,03$ mm/diente y $f_{za} = 0,0005$ mm/diente. b) $V_c = 80$ ; $f_{zt} = 0,015$ mm/diente y $f_{za} = 0,001$ mm/diente.....	4.36
<b>Figura 4.29.</b> Imágenes SEM-EDS de uno de los filos de la herramienta que ha empleado la configuración de parámetros: $V_c = 160$ m/min; $f_{zt} = 0,03$ mm/diente y $f_{za} = 0,001$ mm/diente. (a) En el sentido de giro en oposición. (b) en el sentido de giro en concordancia.....	4.37
<b>Figura 4.30.</b> Valores de la fuerza promedio en la dirección del eje z para la fase 1 de fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.38
<b>Figura 4.31.</b> Valores de la fuerza promedio de la evolvente en la dirección del eje z para la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.40
<b>Figura 4.32.</b> Valores de la fuerza máxima en la dirección del eje z para la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V (N).....	4.41

<b>Figura 4.33</b> Valores de las fuerzas medias de los tres agujeros en la dirección del eje z y diferencia entre el valor de la fuerza evolvente y fuerza media para la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.42
<b>Figura 4.34.</b> Gráfica de las fuerzas obtenidas durante la realización del cuarto agujero en el fresado helicoidal de la aleación de titanio Ti6Al4V con la configuración de parámetros: $V_c = 160$ m/min, $f_{zt} = 0,03$ mm/diente, $f_{za} = 0,0005$ mm/diente y sentido en concordancia.....	4.43
<b>Figura 4.35.</b> Gráfica de las fuerzas obtenidas de la realización de los dos primeros agujeros en el ensayo de fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V con la configuración de parámetros: $V_c = 160$ m/min, $f_{zt} = 0,03$ mm/diente y $f_{za} = 0,0005$ mm/diente.....	4.44
<b>Figura 4.36.</b> Gráfica de las fuerzas obtenidas de la realización del segundo agujero en el ensayo de fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V con la configuración de parámetros: $V_c = 160$ m/min, $f_{zt} = 0,03$ mm/diente y $f_{za} = 0,001$ mm/diente.....	4.44
<b>Figura 4.37.</b> Valores de la fuerza promedio en la dirección del eje z para la fase 2 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V (N).....	4.45
<b>Figura 4.38.</b> Valores de la fuerza de la evolvente en la dirección del eje z para la fase 2 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.46
<b>Figura 4.39.</b> Valores de la fuerza máxima en la dirección del eje z para la fase 2 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.46
<b>Figura 4.40.</b> Valores promedio de las fuerzas en la dirección del eje z y diferencia entre el valor de la fuerza evolvente y fuerza media para el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.47
<b>Figura 4.41.</b> Gráfica de valores de fuerza durante el ensayo de larga duración de fresado helicoidal sobre la aleación de Ti6Al4V.....	4.48
<b>Figura 4.42.</b> Evolución de la fuerza promedio durante el ensayo de larga duración en el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.49
<b>Figura 4.43.</b> Evolución de la fuerza máxima durante el ensayo de larga duración en el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.49
<b>Figura 4.44.</b> Valores de fuerza promedio frente al indicador de calidad superficial en el ensayo de larga duración de fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.51
<b>Figura 4.45.</b> Gráfica de resultados de $R_a$ en los ensayos de fresado helicoidal sobre CFRP.....	4.54
<b>Figura 4.46.</b> Ejemplos de perfiles de rugosidad en el fresado helicoidal de CFRP con parámetros de $R_a$ elevados.....	4.55
<b>Figura 4.47.</b> Ejemplos de perfiles de rugosidad en fresado helicoidal de CFRP con parámetros de $R_a$ bajos.....	4.55
<b>Figura 4.48.</b> Gráfica de los efectos principales para $R_a$ en el fresado helicoidal de CFRP.....	4.56
<b>Figura 4.49.</b> Gráfica de resultados de diámetros en el fresado helicoidal de CFRP.....	4.58
<b>Figura 4.50.</b> Gráfica de los efectos principales para la respuesta de diámetro en CFRP.....	4.59
<b>Figura 4.51.</b> Ejemplo de entrada y salida del agujero (Agujero número 8 realizado con la configuración de parámetros 1).....	4.61
<b>Figura 4.52.</b> Evolución del defecto de delaminación en el fresado helicoidal de CFRP a la entrada del material para las diferentes configuraciones de parámetros.....	4.62
<b>Figura 4.53.</b> Evolución del defecto de delaminación en el fresado helicoidal de CFRP a la salida del material para las diferentes configuraciones de parámetros.....	4.62
<b>Figura 4.54.</b> Valores promedio de delaminación en la entrada de los ensayos en CFRP.....	4.63
<b>Figura 4.55.</b> Valore promedio de delaminación en la entrada de los ensayos en CFRP.....	4.63
<b>Figura 4.56.</b> Gráfica de los efectos principales para la respuesta de delaminación a la entrada.....	4.64
<b>Figura 4.57.</b> Gráfica de los efectos principales para la respuesta de delaminación a la salida.....	4.64
<b>Figura 4.58.</b> a) Filo de herramienta nuevo b) Filo de la herramienta tras realizar el mecanizado de 10 agujeros.....	4.66
<b>Figura 4.59.</b> Imágenes SEM de: a) Filo de herramienta nuevo b) Filo de herramienta desgastado.....	4.67
<b>Figura 4.60.</b> Imágenes SEM-EDS de uno de los fillos de la herramienta empleada en el fresado de CFRP.....	4.67
<b>Figura 4.61</b> Diagrama de barras de la pérdida de material en las herramientas empleadas en el mecanizado de CFRP.....	4.70
<b>Figura 4.62.</b> Filos de corte desgastados de la herramienta empleada en el fresado helicoidal de CFRP con la configuración de parámetros $V_c=150$ m/min, $f_{ct}= 0.030$ mm/diente, $f_{za}= 0.006$ mm/diente: a) Filo 1, b) filo 2.....	4.70
<b>Figura 4.63</b> Valores promedio del área desgastada de las herramientas empleadas en el fresado helicoidal de CFRP.....	4.70
<b>Figura 4.64.</b> Diagrama de barras para el ángulo de incremento de desgaste en las herramientas empleadas en el fresado helicoidal de CFRP.....	4.71

<b>Figura 4.65.</b> Valores promedio del ángulo de incremento de desgaste de las herramientas empleadas en el fresado helicoidal de CFRP.....	4.71
<b>Figura 4.66.</b> Gráfica de los efectos principales para el incremento de ángulo de desgaste en el fresado helicoidal de CFRP.....	4.72
<b>Figura 4.67.</b> Diagrama de barras para el valor de VB en las herramientas empleadas en el mecanizado de CFRP.....	4.72
<b>Figura 4.68.</b> Valores promedio del indicador de desgaste VB de las herramientas empleadas en el mecanizado de CFRP.....	4.73
<b>Figura 4.69.</b> Gráfica de los efectos principales para la respuesta de desgaste VB en las herramientas empleadas en el fresado helicoidal de CFRP.....	4.74
<b>Figura 4.70.</b> Ejemplo de señal de fuerza axial en el fresado helicoidal de CFRP.....	4.74
<b>Figura 4.71.</b> Valores de fuerza en la dirección z para el primer agujero en el fresado helicoidal de CFRP en las distintas configuraciones de parámetros.....	4.76
<b>Figura 4.72.</b> Valores de fuerza media en los agujeros 1-3-7-10 en el fresado helicoidal de CFRP en las distintas configuraciones de parámetros.....	4.77
<b>Figura 4.73.</b> Valores de fuerza evolvente en los agujeros 1-3-7-10 en el fresado helicoidal de CFRP en las distintas configuraciones de parámetros.....	4.77
<b>Figura 4.74.</b> Valores de fuerza máxima en los agujeros 1-3-7-10 en el fresado helicoidal de CFRP en las distintas configuraciones de parámetros.....	4.77
<b>Figura 4.75.</b> Diferencia del indicador fuerza media entre los agujeros 1 y 10 en el fresado helicoidal de CFRP.....	4.78
<b>Figura 4.76.</b> Diferencia del indicador fuerza evolvente entre los agujeros 1 y 10 en el fresado helicoidal de CFRP.....	4.78
<b>Figura 4.77.</b> Diferencia del indicador fuerza máxima entre los agujeros 1 y 10 en el fresado helicoidal de CFRP.....	4.78
<b>Figura 4.78.</b> Gráficas de efectos principales para los diferentes parámetros de fuerzas obtenidos en el fresado helicoidal de CFRP.....	4.80
<b>Figura 4.79.</b> Comparativa de la evolución de los indicadores de fuerza y el factor de delaminación a la entrada y salida de los agujeros.....	4.81
<b>Figura 4.80.</b> Evolución de la calidad superficial durante el mecanizado del stack Ti/CFRP.....	4.84
<b>Figura 4.81.</b> Evolución del diámetro durante el fresado helicoidal del stack Ti/CFRP.....	4.85
<b>Figura 4.82.</b> Intercara en el fresado helicoidal de Ti/CFRP; a) CFRP agujero número 1; b) CFRP agujero número 8.....	4.86
<b>Figura 4.83.</b> Evaluación de rebaba a la entrada del titanio para el agujero 6 en el fresado helicoidal de Stack Ti/CFRP.....	4.87
<b>Figura 4.84.</b> Salida del agujero 8 en la aleación de titanio en el fresado helicoidal del stack Ti/CFRP.....	4.87
<b>Figura 4.85.</b> Evolución de la delaminación en el mecanizado de stack Ti/CFRP.....	4.90
<b>Figura 4.86.</b> Entrada en el CFRP en el fresado helicoidal de Stack Ti/CFRP para los agujeros: a) 1. b) 5. c) 10.....	4.91
<b>Figura 4.87.</b> Radio de los filos frontales de una herramienta nueva.....	4.91
<b>Figura 4.88.</b> Radio de los filos laterales de una herramienta nueva.....	4.92
<b>Figura 4.89.</b> Imagen de los filos de corte de una herramienta nueva. a) Filo frontal; b) Filo lateral... 4.92	4.92
<b>Figura 4.90.</b> Radio de los filos frontales de la herramienta empleada en el mecanizado de la aleación Ti6Al4V.....	4.93
<b>Figura 4.91.</b> Radio de los filos laterales de la herramienta empleada en el mecanizado de la aleación Ti6Al4V.....	4.93
<b>Figura 4.92.</b> Imagen de los filos de corte de la herramienta empleada en el mecanizado de Ti6Al4V con los parámetros empleados en el stack. a) Filo frontal; b) Filo lateral.....	4.93
<b>Figura 4.93.</b> Radio de los filos frontales de la herramienta empleada en el mecanizado de CFRP.....	4.94
<b>Figura 4.94.</b> Radio de los filos laterales de la herramienta empleada en el mecanizado de CFRP.....	4.94
<b>Figura 4.95.</b> Imagen de los filos de corte de la herramienta empleada en el mecanizado CFRP con los parámetros empleados en el stack. a) Filo frontal; b) Filo lateral.....	4.95
<b>Figura 4.96.</b> Radio de los filos frontales de la herramienta empleada en el mecanizado de stack Ti/CFRP.....	4.95
<b>Figura 4.97.</b> Imágenes de los filos frontales de la herramienta empleada en el mecanizado de stack Ti/CFRP. A) Filo 1; b) Filo 2; c) Filo 3.....	4.96
<b>Figura 4.98.</b> Radio de los filos laterales de la herramienta empleada en el mecanizado de stack Ti/CFRP (en el filo 2 únicamente se muestra el valor medio).....	4.97

**Figura 4.99.** Imágenes de los filos laterales de la herramienta empleada en el mecanizado de stack Ti/CFRP. A) Filo 1; b) Filo 2. .... 4.97

**Figura 4.100.** Resumen de los valores medios de la medición de los radios de los filos frontales de las herramientas empleadas para el mecanizado de los diferentes materiales..... 4.98

**Figura 4.101.** Resumen de los valores medios de la medición de los radios de los filos laterales de las herramientas empleadas para el mecanizado de los diferentes materiales..... 4.98

**Figura 4.102.** Ejemplo de señal de fuerza en stack Ti/CFRP. .... 4.99

**Figura 4.103.** Evolución de los parámetros de fuerza en el mecanizado de titanio en el stack Ti/CFRP. .... 4.100

**Figura 4.104.** Evolución de los parámetros de fuerza en el mecanizado de CFRP en el stack Ti/CFRP..... 4.100

**Figura 4.105.** Señal de fuerza durante el agujero 10 del stack Ti/CFRP..... 4.101

**Figura 4.106.** Comparación de los valores de fuerza promedio en el mecanizado de titanio de forma individual y en stack Ti/CFRP..... 4.101

**Figura 4.107.** Comparación de los valores de fuerza evolvente en el mecanizado de titanio de forma individual y en stack Ti/CFRP..... 4.102

**Figura 4.108.** Comparación de los valores de fuerza máxima en el mecanizado de titanio de forma individual y en stack Ti/CFRP..... 4.102

**Figura 4.109.** Comparación de los valores de fuerza promedio en el mecanizado de CFRP de forma individual y en stack Ti/CFRP..... 4.103

**Figura 4.110.** Comparación de los valores de fuerza evolvente en el mecanizado de CFRP de forma individual y en stack Ti/CFRP..... 4.103

**Figura 4.111.** Comparación de los valores de fuerza máxima en el mecanizado de CFRP de forma individual y en stack Ti/CFRP..... 4.103

**Figura 4.112.** Evolución de la fuerza promedio durante la realización del mecanizado de stack CFRP/Ti..... 4.106

**Figura 4.113.** Comparación de la fuerza promedio en el mecanizado de titanio en las diferentes configuraciones..... 4.106

**Figura 4.114.** Comparación de la fuerza máxima en el mecanizado de CFRP en las diferentes configuraciones..... 4.107

## ÍNDICE DE TABLAS

<b>Tabla 2.1.</b> Componentes de la aleación Ti6Al4V.....	2.3
<b>Tabla 2.2.</b> Propiedades de la aleación Ti6Al4V [3].....	2.3
<b>Tabla 2.3.</b> Propiedades mecánicas de las fibras de carbono.....	2.18
<b>Tabla 2.4.</b> Propiedades mecánicas de la matriz epoxi.....	2.19
<b>Tabla 2.5.</b> Valores y forma en la que se aportan los datos de Velocidad de corte en las publicaciones consultadas.....	2.39
<b>Tabla 2.6.</b> Nomenclatura y unidades de diferentes utilizados para la definición de velocidad de corte y parámetros relacionados.....	2.39
<b>Tabla 2.7.</b> Valores y forma en la que se aportan los datos de velocidad de avance tangencial en las publicaciones consultadas.....	2.43
<b>Tabla 2.8.</b> Valores y forma en la que se aportan los datos de velocidad de avance tangencial en las publicaciones consultada.....	2.43
<b>Tabla 2.9.</b> Nomenclatura y unidades utilizadas para la definición de la Velocidad tangencial y parámetros relacionados.....	2.44
<b>Tabla 2.10.</b> Nomenclatura y unidades utilizada para la definición de la Velocidad tangencial y sus variantes.....	2.44
<b>Tabla 2.11.</b> Velocidad de avance axial (ángulo de rampa y paso de hélice).....	2.45
<b>Tabla 2.12.</b> Velocidad de avance axial (milímetros por minutos y milímetros por segundo).....	2.46
<b>Tabla 2.13.</b> Nomenclatura y unidades utilizada para la definición de la Velocidad axial y parámetros relacionados.....	2.47
<b>Tabla 2.14.</b> Sentido de traslación en el movimiento helicoidal.....	2.48
<b>Tabla 3.1.</b> Porcentajes de los elementos que componen la aleación Ti6Al4V.....	3.3
<b>Tabla 3.2.</b> Diseño factorial fraccionado.....	3.5
<b>Tabla 3.3.</b> Parámetros de ensayo.....	3.6
<b>Tabla 3.4.</b> Artículos utilizados para la selección de los parámetros de mecanizado sobre la aleación de titanio.....	3.7
<b>Tabla 3.5.</b> Valores de los parámetros de mecanizado de la aleación Ti6Al4V.....	3.10
<b>Tabla 3.6.</b> Artículos utilizados para la selección de los parámetros de mecanizado en CFRP.....	3.10
<b>Tabla 3.7.</b> Valores de los parámetros de mecanizado de CFRP.....	3.12
<b>Tabla 4.1.</b> Composición química de las probetas empleadas en la fase inicial.....	4.4
<b>Tabla 4.2.</b> Resultados de los ensayos de dureza de las muestras de Ti6Al4V.....	4.4
<b>Tabla 4.3.</b> Características generales del material CFRP.....	4.5
<b>Tabla 4.4.</b> Resultados de las propiedades del material CFRP.....	4.5
<b>Tabla 4.5.</b> Configuración de parámetros fase 1 para el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.6
<b>Tabla 4.6.</b> Resultados de Ra en la fase 1 de los ensayos sobre la aleación Ti6Al4V (Ra en $\mu\text{m}$ ).....	4.7
<b>Tabla 4.7.</b> Análisis de Varianza de Ra para la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.9
<b>Tabla 4.8.</b> Valores de diámetro para la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V (mm).....	4.11
<b>Tabla 4.9.</b> Análisis de varianza para el diámetro en la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.12
<b>Tabla 4.10.</b> Resultados de altura de rebaba en la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V ( $\mu\text{m}$ ).....	4.13
<b>Tabla 4.11.</b> Análisis de varianza para la altura de rebaba en la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.15
<b>Tabla 4.12.</b> Configuración de parámetros para la fase 2 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.16
<b>Tabla 4.13.</b> Resultados y comparativa de la calidad superficial en la segunda fase del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.17
<b>Tabla 4.14.</b> Recopilación de resultados de Ra para el fresado helicoidal en concordancia de la aleación Ti6Al4V.....	18
<b>Tabla 4.15.</b> Análisis de varianza para la calidad superficial en el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.19
<b>Tabla 4.16.</b> Resultados y comparativa de diámetros entre la fase 1 y fase 2 para el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.20
<b>Tabla 4.17.</b> Recopilación de resultados de diámetro para el fresado helicoidal en concordancia de la aleación Ti6Al4V.....	4.20
<b>Tabla 4.18.</b> Análisis de varianza para el diámetro en el fresado helicoidal en concordancia.....	4.21

<b>Tabla 4.19.</b> Resultados y comparativa de la altura de rebaba en la fase 2 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.22
<b>Tabla 4.20.</b> Compilación de resultados de altura de rebaba para el fresado helicoidal en concordancia de la aleación Ti6Al4V.....	4.22
<b>Tabla 4.21.</b> Análisis de varianza para la respuesta de altura de rebaba en la fase 2 de los ensayos de fresado helicoidal sobre la aleación Ti6Al4V.....	4.23
<b>Tabla 4.22.</b> Parámetros de optimización para el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.24
<b>Tabla 4.23.</b> Solución de la optimización de respuesta para el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.24
<b>Tabla 4.24.</b> Predicción de respuesta múltiple para la calidad superficial y altura de rebaba en el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.24
<b>Tabla 4.25.</b> Predicción de respuesta múltiple para la respuesta de diámetro en el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.25
<b>Tabla 4.26.</b> Resultados de la medición de la altura de rebaba en el ensayo de fresado helicoidal de larga duración sobre la aleación Ti6Al4V.....	4.29
<b>Tabla 4.27.</b> Imágenes de los filos de las herramientas empleadas en la fase 1 de fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.34
<b>Tabla 4.28.</b> Imágenes de los filos de las herramientas empleadas en la fase 2 de fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.....	4.35
<b>Tabla 4.29.</b> Valores de la fuerza promedio en la dirección del eje z para la fase 1 de fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V (N).....	4.38
<b>Tabla 4.30.</b> Análisis de varianza para la respuesta de fuerza promedio en el fresado helicoidal de titanio.....	4.39
<b>Tabla 4.31.</b> Valores de la fuerza evolvente promedio en la dirección del eje z para la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V (N).....	4.39
<b>Tabla 4.32.</b> Valores de la fuerza máxima en la dirección del eje z para la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V (N).....	4.41
<b>Tabla 4.33.</b> Valores de las fuerzas medias de los tres agujeros en la dirección del eje z para la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V (N).....	4.42
<b>Tabla 4.34.</b> Valores de las fuerzas medias de los ensayos individuales en la dirección del eje z para la fase 2 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V (N).....	4.45
<b>Tabla 4.35.</b> Valores de las fuerzas evolventes de los ensayos individuales en la dirección del eje z para la fase 2 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V (N).....	4.46
<b>Tabla 4.36.</b> Valores de las fuerzas máximas de los ensayos individuales en la dirección del eje z para la fase 2 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V (N).....	4.46
<b>Tabla 4.37.</b> Valores de las fuerzas promedio de los tres agujeros en la dirección del eje z para la fase 2 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V (N).....	4.47
<b>Tabla 4.38.</b> Configuración de parámetros para el fresado helicoidal de CFRP.....	4.52
<b>Tabla 4.39.</b> Resultados de Ra en los ensayos de fresado helicoidal sobre CFRP ( $\mu\text{m}$ ).....	4.53
<b>Tabla 4.40.</b> Análisis de varianza para la respuesta Ra en el fresado helicoidal de CFRP.....	4.56
<b>Tabla 4.41.</b> Valores de diámetro para el fresado helicoidal de CFRP (mm).....	4.57
<b>Tabla 4.42.</b> Análisis de varianza para la respuesta de diámetro en CFRP.....	4.58
<b>Tabla 4.43.</b> Factor de delaminación en los ensayos de fresado helicoidal de CFRP.....	4.60
<b>Tabla 4.44.</b> Análisis de varianza para el factor de delaminación a la entrada del agujero.....	4.63
<b>Tabla 4.45.</b> Análisis de varianza para la respuesta de delaminación a la salida.....	4.64
<b>Tabla 4.46.</b> Parámetros de optimización para CFRP.....	4.65
<b>Tabla 4.47.</b> Solución de la optimización de respuesta para los ensayos de CFRP.....	4.65
<b>Tabla 4.48.</b> Predicción de respuesta múltiple para las respuestas de Delaminación a la salida y Ra.....	4.65
<b>Tabla 4.49.</b> Predicción de respuesta múltiple para la respuesta de diámetro en CFRP.....	4.66
<b>Tabla 4.50.</b> Imágenes de los filos de corte de las herramientas empleadas en el fresado helicoidal de CFRP.....	4.68
<b>Tabla 4.51.</b> Resultados de la evaluación de desgaste de las herramientas empleadas en el fresado helicoidal de CFRP.....	4.69
<b>Tabla 4.52.</b> Análisis de varianza para el incremento de ángulo del desgaste en el fresado helicoidal de CFRP.....	4.72
<b>Tabla 4.53.</b> Análisis de varianza para la respuesta del parámetro de desgaste VB.....	4.73
<b>Tabla 4.54.</b> Resumen de fuerzas en los ensayos de fresado helicoidal de CFRP.....	4.75
<b>Tabla 4.55.</b> Análisis de varianza para la respuesta de Fz promedio en CFRP.....	4.79
<b>Tabla 4.56.</b> Análisis de varianza para la respuesta de Fz envolvente en CFRP.....	4.79
<b>Tabla 4.57.</b> Análisis de varianza para la respuesta de Fz Máxima en CFRP.....	4.79

**Tabla 4.58.** *Parámetros de mecanizado en función del material para el mecanizado de stack.* ..... 4.82

**Tabla 4.59.** *Resultados de calidad superficial en el fresado helicoidal de stack Ti/CFRP ( $\mu\text{m}$ ).*..... 4.83

**Tabla 4.60.** *Resultados de calidad dimensional en el fresado helicoidal de stack Ti/CFRP (mm).* ..... 4.84

**Tabla 4.61.** *Altura de rebaba en Ti mecanizado en stack Ti/CFRP.* ..... 4.86

**Tabla 4.62.** *Formación de rebaba a la entrada del agujero en el fresado helicoidal de stack Ti-CFRP.* ..... 4.88

**Tabla 4.63.** *Factor de delaminación a la entrada del CFRP en el mecanizado de Stack Ti/CFRP.* ..... 4.90

**Tabla 4.64.** *Factor de delaminación a la salida de la CFRP en el fresado helicoidal de Stack Ti/CFRP.*..... 4.90

**Tabla 4.65.** *Resumen de la medición del radio de los filos de la herramienta en el mecanizado de stack.*..... 4.97

**Tabla 4.66.** *Valores obtenidos de las señales fuerza en la dirección del eje z durante el fresado helicoidal del stack Ti/CFRP.*..... 4.100

**Tabla 4.67.** *Parámetros de mecanizado en función del material para el mecanizado de stack.* ..... 4.104

**Tabla 4.68.** *Resultados de calidad superficial en el fresado helicoidal de stack Ti/CFRP ( $\mu\text{m}$ ).* ..... 4.105

**Tabla 4.69.** *Valores de fuerza durante el ensayo de fresado helicoidal de stack CFRP/Ti.* ..... 4.105

**Tabla 4.70.** *Valores de diámetro en el fresado helicoidal del stack CFRP/Ti.* ..... 4.107

**Tabla 4.71.** *Imágenes de la entrada y salida de la herramienta sobre la aleación de titanio.*..... 4.108

**Tabla 4.72.** *Imágenes de la entrada y salida de la herramienta sobre el material compuesto CFRP.*.. 4.108







## **Agradecimientos**

Con estas líneas quiero plasmar mi agradecimiento a todas las personas que me han ayudado durante la realización de esta tesis doctoral.

Quiero agradecer en primer lugar a la Universidad de Cádiz, a la Escuela Superior de Ingeniería y al Departamento de Ingeniería Mecánica y Diseño Industrial, y a sus equipos de dirección, por toda vuestra colaboración apoyo y facilidades en el acceso a las distintas dependencias.

Gracias al Máster Universitario en Ingeniería de Fabricación, donde se inició mi formación investigadora. Gracias a todo el profesorado y amistades contraídas, nacionales e internacionales.

Continúo estas líneas extendiendo mi agradecimiento al grupo de investigación TEP027, formado por un magnífico grupo de personas. Destacar a Ale, Fermín y Ana, por su apoyo en los momentos más difíciles, donde se forjan las verdaderas amistades. Al grupo de investigación TEP231 dirigido por Francisco Javier Botana, por ofrecer sus servicios. A Juan Ramón Astorga por sus precisas aportaciones.

También agradecer a mi tutor Dr. D. Antonio Juan Gámez López, por aparecer siempre cuando más se le necesita. A mis directores, al Dr. D. Jorge Salguero Gómez por sus acertadas indicaciones y disposición, y al Dr. D. Severo Raúl Fernández Vidal por su increíble apoyo y dedicación.

Gracias a mis padres y mis tíos, quienes me han inculcado los valores que hoy me hacen ser la persona que soy.

Gracias a mi otra mitad, Esther, quien me ha dado tanto por lo que luchar y la fuerza para hacerlo. A mis niños Valeria y Héctor, vuestra sonrisa hace que todo valga la pena.

No puedo terminar estas líneas sin recordar a la persona que me inició en este camino dejando su impronta. Siempre en mi recuerdo Mariano Marcos Bárcena.



# Capítulo 1. Introducción

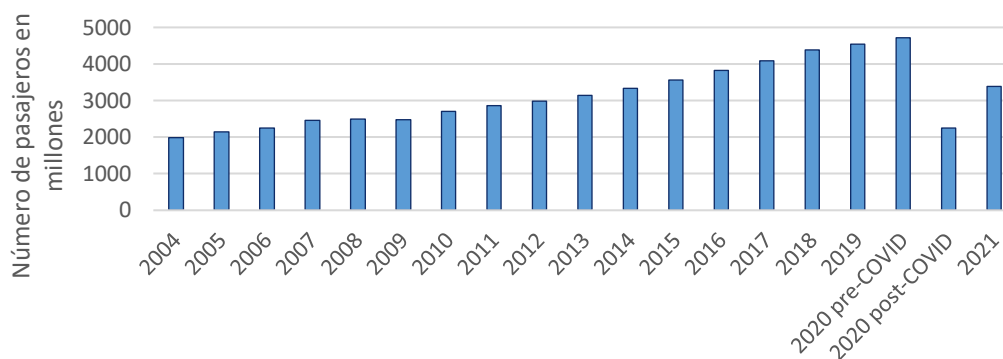
En el este capítulo se presenta la situación, antecedentes y contexto en el que se enmarca este trabajo de investigación, destacando la situación socioeconómica del sector aeronáutico, la evolución del uso de los materiales estratégicos y el reto que supone la operación de taladrado de estructuras híbridas al que las nuevas tendencias se dirigen.

## **1.1. Contexto socio-económico de la industria aeronáutica**

La industria aeronáutica tiene una gran importancia a nivel mundial, situándose a la vanguardia en el desarrollo tecnológico y constituyendo una actividad económica de muy alto valor añadido y capacidad exportadora, formando casi el 2% del PIB mundial [1,2].

El sector aeronáutico posee unas características específicas que lo diferencia del resto de sectores industriales, donde su mayor segmento, la aviación comercial, le confiere una dimensión global. En la Figura 1.1, se muestra cómo en los últimos 15 años se ha producido un aumento progresivo de la demanda, motivado principalmente por dos hechos: el aumento de las aerolíneas de bajo costo y el crecimiento de la clase media mundial.

La actividad del sector aeroespacial en Europa constituye una tercera parte del total mundial en términos de facturación, con 175.700 M€. En España, este sector se ha consolidado como un importante pilar de la economía, aumentando su participación año tras año, alcanzando el 4,7% del PIB industrial con un porcentaje del 80% dedicado a la exportación



**Figura 1.1.** Número de número de pasajeros de vuelos regulares embarcados en líneas aéreas mundiales desde 2004 hasta 2021 [3].

En Andalucía, el sector aeroespacial está compuesto por 129 empresas, que facturan 2.530 M€ y dan empleo a 15.931 profesionales. Está localizado principalmente en el denominado eje aeronáutico Sevilla-Cádiz, con 94 y 25 compañías respectivamente. Contribuye con un porcentaje creciente al PIB andaluz, alcanzando el 1,57% en el año 2018, y donde la mayor parte del sector se encuentra dedicado a las aeroestructuras (47%), según datos de los informes más recientes [1,2].

La evolución de la actividad en Europa y España muestra una tendencia creciente de la facturación desde el año 2000, donde el aumento de la facturación se ha mantenido alrededor del 15% desde el año 2007. Por su parte, Andalucía muestra una tendencia muy similar a la evolución nacional, con un crecimiento anual del 10,7% [1].

Por otro lado, el volumen de la flota mundial de aviones comerciales de Airbus se sitúa en torno a las 21.000 aeronaves en 2019, y se esperaba que para el año 2038 esta cifra se duplicase, llegando casi a los 45.000 aviones. Por su parte, y según Boeing, en los próximos 20 años se entregarían 32.720 unidades de aviones de pasillo único en todo el mundo. Este crecimiento tendría un importante impacto en el mercado de los materiales empleados para su construcción [4].

Sin embargo, en las previsiones anteriores no puede obviarse la situación de pandemia global que ha azotado al mundo entero, y cómo ha repercutido sobre el sector. En la Figura 1.1 se ha podido observar una gran discontinuidad en los últimos años. Después de un 2020 retador tras la pandemia causada por el virus SARS-CoV-2, el sector aeronáutico se está enfrentado a un gran desafío para alcanzar la necesaria normalidad. El sector de la aviación ha sido duramente golpeado tras la crisis del coronavirus debido a la paralización obligatoria de los vuelos comerciales, provocando una dramática caída del tráfico de pasajeros, desplomándose un 66% según la International Air Transport Association (IATA), y considerándose como la mayor caída en la historia de la aviación [5].

A pesar de esto, la información analizada y la evolución del sector junto con los esfuerzos y recursos invertidos, parecen indicar una continuidad de las tendencias

crecientes para los próximos años. El panorama actual del sector aeronáutico mantiene una perspectiva recuperadora, en la que se prevé que en este año (2022) se recupere hasta el 88% de los niveles anteriores al COVID-19. Desde IATA se señala que para el año 2024, la aviación comercial recuperará los niveles de productividad de 2019 [6].

Dentro de la industria aeroespacial destacan 5 grandes pilares: formación, I+D+i, cadena de suministro, medioambiente y competitividad. En el informe más reciente de TEDAE (Asociación Española de Empresas Tecnológicas de Defensa, Seguridad, Aeronáutica y Espacio) se detalla que, de la actividad económica en 2017, se dedicó un 9% (aproximadamente 936 millones de euros) a I+D+i. Esto supone un 7% de la innovación total española, y donde la mayor parte del sector en España se encuentra dedicado a las aeronaves y estructuras (74,5%) [1,2,7].

La evolución que muestran los resultados son, en gran medida, debidos a las actuaciones realizadas de forma conjunta entre la Junta de Andalucía y los agentes que configuran el sector. Entre otras, pueden destacarse las siguientes:

- El desarrollo espacios de innovación capaces de acoger nuevas implantaciones y de estimular la renovación de las competencias de las industrias proveedoras tradicionales, desde Tecnobahía en Cádiz, hasta el el Parque Tecnológico Aeroespacial de Andalucía “Aerópolis”, que hoy día cuenta con 90 empresas que facturan más de mil millones de euros al año y emplean a 5.000 profesionales.
- El impulso directo de algunas empresas, como es el caso de ALESTIS, en cuya creación fue vital la participación de la Junta de Andalucía y que dio lugar al nacimiento de uno de los tres TIER-ONES españoles.
- El empuje y despliegue institucional para la adopción de Andalucía como lugar de ensamblaje del A400M.
- La introducción de estudios en ingeniería aeroespacial en la Universidad de Sevilla y en la Universidad de Cádiz.
- La selección del Sector entre las prioridades de Especialización Inteligente de la Estrategia de Innovación de Andalucía 2020 (Ris3 Andalucía [8]) en el marco 2014-2020, por tanto, como un eje en el que pivota la nueva agenda de transformación territorial de Andalucía y sobre la que se concentran los esfuerzos de innovación y desarrollo con el apoyo de las políticas europeas.
- Andalucía ha sido la primera región española y segunda a nivel europeo en firmar un Memorandum de Entendimiento con la Iniciativa Conjunta CLEAN SKY 2, el mayor programa de investigación europeo que desarrolla tecnología innovadora y de vanguardia, contribuyendo al fortalecimiento de la colaboración aeronáutica europea, el liderazgo mundial y la competitividad.
- El proyecto de Centro de Fabricación Avanzada (CFA) en Cádiz, en el marco de la Iniciativa Territorial Integrada de la provincia de Cádiz (ITI Cádiz).

## 1.2. Evolución de los materiales estratégicos en el sector aeronáutico

Gracias a las propiedades que exhiben tanto las aleaciones de titanio, como los materiales compuestos, éstos están considerados materiales de estratégicos dentro del sector aeronáutico, donde las principales compañías están invirtiendo en I+D para aumentar las aplicaciones con estos materiales, al mismo tiempo que crean y diseñan nuevos e innovadores productos.

En las últimas décadas el titanio y sus aleaciones se han convertido en un material estratégico para muchas industrias. A pesar de que su uso se ha extendido a campos como la industria química y alimentaria, explotación energética, implantes médicos, vehículos de transporte o arquitectura, entre otros, en 2019 se estima que el 80% de este material se utilizó en aplicaciones aeronáuticas [9]. Entre las ventajas de su uso se incluyen [10]:

- Ahorro de peso: Estas aleaciones poseen una alta resistencia específica, con una densidad 50% menor que la del acero y propiedades mecánicas muy atractivas.
- Reducción de volumen.
- Compatibilidad con materiales compuestos.
- Bajo módulo elástico: El módulo elástico del titanio es aproximadamente la mitad la del acero, pero pueden tener un límite elástico similar.
- Resistencia a la corrosión.

El titanio se suele utilizar en estructuras en las que se emplean compuestos de matriz de polímero y fibra de carbono (CFRP, *Carbon Fiber Reinforced Polymers*). En estos casos, propiedades como un bajo coeficiente de dilatación puede ser un factor crucial. El titanio posee un coeficiente de dilatación que es menos de la mitad que el de las aleaciones de aluminio, y aproximadamente un 75% inferior al del acero. Al mismo tiempo, el Ti también es compatible electroquímicamente con los CFRP, lo que evita problemas de corrosión galvánica.

Por otra parte, los materiales no metálicos han ido cobrando mayor importancia en la construcción aeronáutica, siendo un caso de especial relevancia el de los materiales compuestos, donde se ha visto un importante crecimiento. Entre estos materiales, destaca el uso mayoritario de los que emplean como refuerzo fibra de carbono o de vidrio. Sin embargo, aunque los productos de CFRP ofrecen un gran ahorro de peso, su precio es aproximadamente 10 veces superior al de sus homólogos de acero, lo que dificulta su expansión en algunos mercados.

Esta tendencia puede observarse en la Figura 1.2, donde se ilustra la proporción de materiales utilizados en la fabricación de aviones comerciales en todo el mundo desde 1985 hasta 2014. Puede observarse que, con el paso de los años, al mismo tiempo que las aleaciones de aluminio han ido disminuyendo su presencia, bajando desde el 74% que se empleaba en 1985 hasta tan solo un 20% en el año 2014, el empleo de aleaciones de titanio

se ha situado entre el 12% y el 15%, con un notable incremento respecto a modelos anteriores que lo situaban entre el 4% y un 5%, y los materiales compuestos han ido rellenando ese espacio hasta alcanzar un 50%.

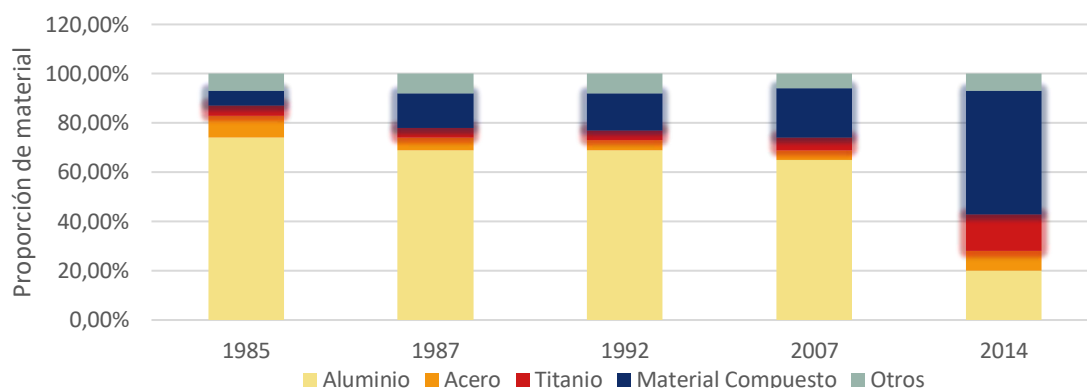


Figura 1.2. Distribución de materiales utilizados en la fabricación de aviones comerciales desde 1985 hasta 2014 [11].

El aumento del uso de estos materiales queda explícitamente reflejado en los últimos modelos de los grandes fabricantes de aeronaves, como son las familias de los modelos de Boeing 787 y Airbus A350 XWB. En la Figura 1.3 puede verse la distribución de los materiales empleados en estos dos modelos [12].

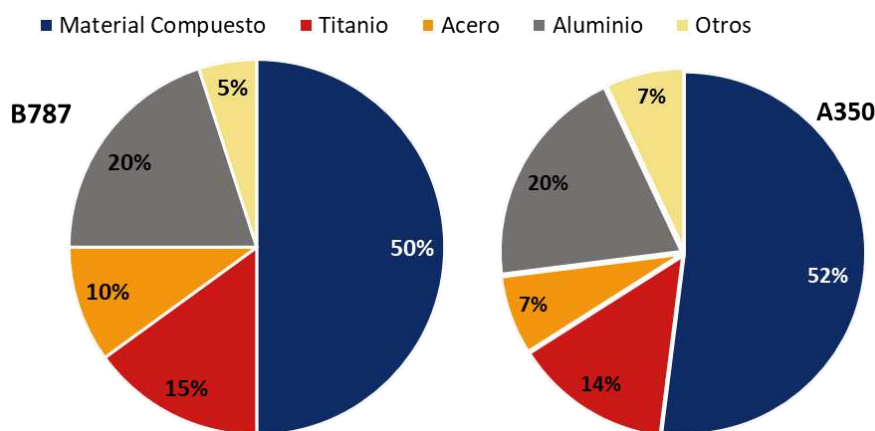


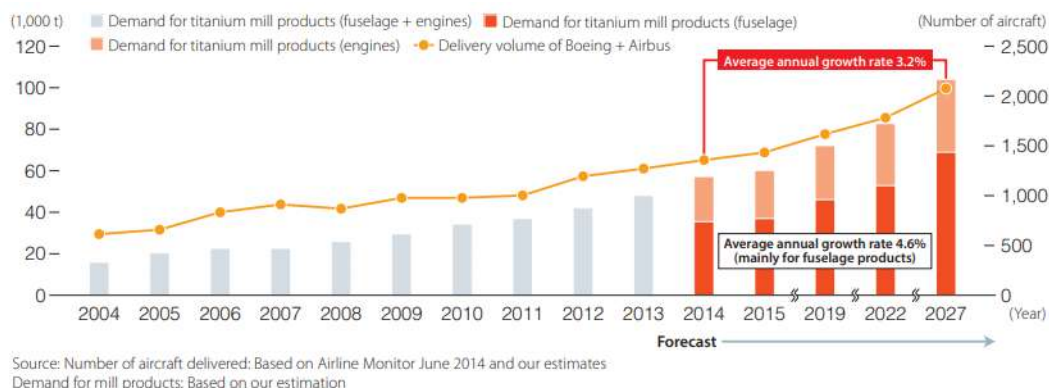
Figura 1.3. Distribución del contenido en peso por tipos de materiales empleados en la familia Boeing 787 y Airbus A350.

En términos económicos, se prevé que el tamaño del mercado mundial de CF (Carbon Fiber) y CFRP crezca de los 17.500 millones de dólares en 2020 a 31.500 millones de dólares en 2025, con una tasa de crecimiento anual del 12,4%. Esto es debido, a que como se ha mencionado anteriormente, estos materiales ofrecen un gran ahorro de peso, con unas excelentes propiedades mecánicas, y de aplicación en diversas industrias, sustituyendo las aleaciones metálicas tradicionalmente empleadas [13].

En cuanto al titanio, para los próximos años también se espera que la demanda aumente constantemente a medio y largo plazo, debido principalmente a dos factores. Por un lado, en los nuevos modelos el consumo de titanio es significativamente mayor, y por



otro lado, se encuentra la estimación de crecimiento del número de aviones para los próximos años, *Figura 1.4*.



*Figura 1.4. Pronóstico de la demanda mundial de titanio para aeronaves [14].*

Según esto, la tendencia a futuro para estos materiales también es positiva, con un incremento anual de aproximadamente un 3,2% de las entregas para aviones, y registrando una tasa media de crecimiento anual del 4,6% en la demanda de titanio, empleándose principalmente para los productos de fuselaje [14].

### 1.3. Estructuras híbridas y el reto de su mecanizado

En la construcción aeronáutica, las piezas obtenidas a través de los diversos procesos de fabricación constituyen las diferentes secciones que se unen hasta conformar las estructuras de los aviones. Entre los diferentes métodos de unión utilizados se encuentran la unión mecánica mediante remachado, aportación térmica y uniones adhesivas, así como las diferentes combinaciones de las anteriores. Sin embargo, estos componentes exigen a las uniones una buena resistencia a la fatiga, motivo por el que la unión mecánica por remachado sigue siendo el método mayoritariamente utilizado en el sector aeronáutico, independientemente de los materiales implicados en el ensamblaje. Este hecho posiciona a la operación de taladrado previa al remachado como una fase crítica, asumiendo un gran impacto dentro de este sector.

Así, el taladrado aeronáutico es una operación compleja y necesaria previa al montaje de los componentes de las aeronaves, que se repiten miles de veces durante el proceso de fabricación. En una aeronave de pasillo único se tienen en torno a 85.000 remaches, y en una aeronave comercial como puede ser un Boeing 747, únicamente en sus alas se encuentran 80.000 remaches y en toda la aeronave entre 1 y 1,5 millones [15,16]. El número de remaches facilita la apreciación del número de operaciones de taladrado que se realizan, a lo que hay que añadir que es un proceso que se realiza en fases finales y donde el producto posee un alto valor añadido. Por este motivo, el sector aeronáutico ha mostrado un gran interés en encontrar estrategias de taladrado que permitan optimizar el

proceso, donde el grado de automatización varía desde la producción manual hasta la automatizada.

Tal y como se desprende de lo anteriormente expuesto, para la industria aeronáutica la optimización del proceso de taladrado y remachado es un objetivo prioritario, donde las tendencias actuales buscan aumentar la eficiencia y asegurar la calidad. Para asegurar el alineamiento de los componentes, durante las diferentes etapas que se desarrollan en el proceso de remachado los componentes a unir se mantienen fijos mediante utillajes específicos en su posición final. La unión de estos componentes de igual o diferente material constructivo se denominan “apilados o stacks”, que cuando son de materiales disímiles también reciben el nombre de estructuras híbridas (Figura 1.5).



*Figura 1.5. Ejemplo de estructura híbrida material compuesto/metal.*

En esa posición, los apilados son taladrados, surgiendo una nueva problemática que se une a la dificultad ya existente para conseguir agujeros dentro de los estrictos rangos de tolerancia exigidos en los diferentes materiales por separado [17]. Entre la problemática mencionada destaca la dificultad de sujeción de los componentes, la aparición de vibraciones no deseadas transmitidas a través de los utillajes y los defectos de fabricación inherentes a los procesos/materiales que aparecen en la intercara del apilado [18].

En este nuevo entorno, tanto el empleo de fluidos de corte como la formación de rebabas, generan la necesidad de realizar retrabajos de limpieza y desbarbado, que no añaden valor al producto final y suponen un importante impacto económico [15]. Es decir, una vez finalizado el proceso de taladrado, es necesaria la separación de los componentes, verificando la no existencia de virutas en la intercara y de defectos a la entrada o salida de los agujeros (rebabas, delaminaciones, astillamiento, etc.). En caso de localizarse, ha de procederse a la ejecución de los retrabajos necesarios, así como operaciones de limpieza que garanticen la continuidad del material de forma precisa para su re-ensamblaje definitivo, mediante la colocación de los elementos de unión definitiva de acuerdo a las normas específicas de cada tipo de remache [19–22].

En este sentido, destacan las nuevas técnicas para lograr agujeros en una sola pasada (OSD, *One Shot Drilling*) y en la posición de ensamblaje (OWA, *One Way Assembly*), que buscan dar respuesta a la necesidad citada anteriormente.

Las técnicas OSD tienen como objetivo la obtención de un taladro definitivo en una sola pasada, entendiéndose como taladro definitivo cuando se consiguen la dimensión y calidad requeridas en una operación. Esta técnica utiliza únicamente una herramienta en una única operación para alcanzar el objetivo. Esto tiene importantes beneficios como el aumento de la cadencia y la reducción de costes de herramienta. Es una técnica muy extendida en la industria para el taladrado de materiales compuestos y aleaciones metálicas. Sin embargo, debido a su complejidad, no se realiza en apilados híbridos ni en diámetros grandes.

Por otro lado, las técnicas OWA consisten en taladrar los componentes estructurales en su posición de montaje final, para colocar seguidamente el remache eliminando las etapas de retrabajos. Es decir, esta técnica implica la necesidad de garantizar la calidad en todas las operaciones involucradas en el proceso de ensamblaje, sin necesidad de realizar desensamblajes de los componentes estructurales para, por ejemplo, proceder a limpiar de virutas las intercara, eliminar rebabas o verificar la calidad del agujero, como ha sido comentado anteriormente. Con la aplicación de estas técnicas, se consigue un gran ahorro de tiempo en los procesos finales, asegurando el ajuste de sus componentes y conduciendo a una reducción de costes, siendo totalmente necesaria de forma previa a la automatización completa del proceso taladrado-remachado-sellado, y de ahí su importancia. Cabe destacar que esta automatización es uno de los objetivos prioritarios para esta industria, en la que actualmente se contempla el uso extensivo del trabajo manual, especialmente en operaciones tan relevantes como son las operaciones de montaje.

A todo lo anterior, hay que añadir que, debido al incremento del empleo de aleaciones de titanio y materiales compuestos, junto con su aplicación en elementos estructurales, hace que cada vez sea más habitual encontrarlos formando estructuras híbridas, cuyo objetivo es la combinación de las propiedades más relevantes de cada material. Esta combinación es el inicio de una nueva problemática cuando se tratan de emplear estrategias OSD y OWA, suponiendo un nuevo reto para el proceso de taladrado, ya que el comportamiento, maquinabilidad, defectología y requerimientos son diferentes en cada material. Es en este punto donde el estudio de alternativas y nuevas técnicas de taladrado se hace imprescindible.

Como se ha mencionado anteriormente, la realización del proceso de taladrado sobre un apilado, no solo ahorra tiempo, sino que también asegura la correcta alineación de los agujeros. Actualmente, se han logrado producir agujeros de alta calidad cuando los materiales apilados son totalmente metálicos, o de materiales compuestos. Sin embargo, cuando se apilan componentes de materiales disímiles, por ejemplo, de CFRP y de aluminio y/o titanio, el aseguramiento de la calidad de los agujeros se vuelve muy complejo.

El taladrado de apilados de material compuesto/metal, ha implicado normalmente la realización de la operación en varios pasos o etapas con diámetros crecientes, algo que lo excluye del concepto de técnicas OSD. Para la implementación de estas técnicas, aparecen nuevas estrategias de producción para realizar procesos convencionales de manera más eficiente. Entre ellas, se encuentran el uso de avances interrumpidos o discontinuos, denominados comúnmente como “picoteos” o “*Peck-Drilling*”, el taladrado asistido por vibraciones o el taladrado orbital (más correctamente denominado como fresado helicoidal) [23–25].

Este último, como estrategia de mecanizado para la obtención de agujeros, está despertando un especial interés en los últimos años, como se puede apreciar en el número de artículos por año relacionados con esta temática, Figura 1.6.



**Figura 1.6.** Artículos recogidos en la base de datos Web of Science relacionados con el fresado helicoidal.

La tendencia creciente en esta línea de investigación es debida a las características que la cinemática aporta al proceso, otorgándole ventajas competitivas frente al proceso de taladrado axial, y que adicionalmente pueden facilitar su inclusión en los nuevos paradigmas industriales actuales. Entre ellas se encuentra una mayor eficiencia en la evacuación de la viruta y el calor generado durante el proceso de corte, así como menores esfuerzos axiales producidos durante la operación, cualidades que colocan esta estrategia en el foco de atención, especialmente en el mecanizado de materiales con baja maquinabilidad o estructuras híbridas [26–28].

En resumen, el sector aeronáutico se ha convertido un pilar fundamental de la economía de nuestro país, y donde la mejora del rendimiento y eficiencia de sus procesos es obligatoria en un mercado cada vez más interconectado y globalizado. Adicionalmente, el uso de materiales de baja maquinabilidad y su uso en estructuras híbridas obligan al desarrollo de conocimiento sobre procesos alternativos al tradicional taladrado axial, de forma que el sector siga teniendo ventajas competitivas que le permitan mantener su posicionamiento en el mercado. En este entorno, el fresado helicoidal se ha posicionado como alternativa real que puede proporcionar el punto de palanca para conseguir la

implementación efectiva de las técnicas OSD y OWA, aportando importantes ventajas alineadas con los requisitos que exige esta transición. Características como la flexibilidad y adaptabilidad del proceso lo convierten en objeto de gran interés y comienza a ser foco de prometedores proyectos de investigación que se alinean con las tendencias, objetivos y necesidades actuales.

#### **1.4. Objetivos**

El taladrado de stacks de materiales disímiles supone un gran reto para el sector aeronáutico, donde las tendencias actuales están dirigidas a la automatización de los procesos de fabricación. En este contexto el fresado helicoidal como estrategia para la realización de agujeros podría proporcionar ventajas significativas frente al taladrado axial. Para ello, en esta investigación se plantea la realización de un estudio en profundidad de las operaciones de fresado helicoidal que permita conocer la viabilidad del uso esta estrategia en materiales de interés aeronáutico (CFRP, Ti y combinaciones en apilados de ambos) y conocer la influencia de los parámetros cinemáticos sobre los indicadores de calidad de los agujeros. Así, en esta investigación se pretenden alcanzar los siguientes objetivos:

- Estudio del uso de la estrategia de fresado helicoidal aplicado a materiales híbridos.
- Estudio de diferentes trayectorias de entrada aplicables al fresado helicoidal, analizando defectología y mecanismos de desgaste en función del material.
- Comparativa de resultados con respecto al taladrado axial y las estrategias actualmente utilizadas.
- Estudio del desgaste de la herramienta y determinación de criterios de aceptación o rechazo. Analizando el mecanismo de desgaste de la herramienta y la localización del mismo, se pretende generar un criterio de rechazo que limite la vida de la herramienta cuando la calidad del taladrado no alcanza los requisitos preestablecidos.
- Relación de las fuerzas de corte con el desgaste de herramienta, estableciendo una relación entre el desgaste de la herramienta y fuerza axial, que permita emplear este indicador para la monitorización de los defectos.

#### **1.5. Organización de la memoria**

Esta memoria se organiza en seis capítulos, cuyo contenido se detalla a continuación:

En el presente capítulo se ha expuesto la situación, antecedentes y contexto en el que se enmarca este trabajo de investigación, destacando la situación socioeconómica del sector aeronáutico, la evolución del uso de los materiales estratégicos y la problemática de su uso en configuraciones de apilados frente a la necesidad de su taladrado. Lo anterior define el tema de investigación y los objetivos a alcanzar.

En el capítulo II se incluye el Estado del Arte en el ámbito del estudio realizado, enmarcado en la problemática del taladrado de los materiales estratégicos (Ti6Al4V, CFRP y combinaciones de ambos en forma de apilados), así como el estado de la investigación actual desarrollada en torno a los procesos de fresado helicoidal.

En el capítulo III se desarrolla la metodología experimental empleada con el fin de conocer la influencia de los parámetros cinemáticos sobre los indicadores de calidad de los procesos de taladrado de cada material, y en su conjunto.

En el capítulo IV se exponen los resultados obtenidos en la fase experimental, así como su discusión en base al Estado del Arte en la materia.

En el capítulo V se presentan las principales conclusiones de la investigación, y se da cuenta de las líneas abiertas para su continuación futura.

Por último, y aunque en cada capítulo se recojan las diferentes fuentes bibliográficas consultadas, por orden de aparición, en el capítulo VI se recopila toda la bibliografía utilizada en el trabajo, exponiéndose en orden alfabético.

## **1.6. Bibliografía consultada**

1. Estrategia Aeroespacial de Andalucía. Avilable online: [https://www.juntadeandalucia.es/export/drupaljda/ESTRATEGIA\\_AEROESPACIAL\\_ANDALUCIA.pdf](https://www.juntadeandalucia.es/export/drupaljda/ESTRATEGIA_AEROESPACIAL_ANDALUCIA.pdf) (accessed on 11 May 2022).
2. Agenda Sectorial Industria Aeronáutica. Available online: <https://industria.gob.es/es-es/Servicios/AgendasSectoriales/Agenda%20sectorial%20de%20la%20industria%20aeron%C3%A1utica/Agenda-sectorial-industria-aeronautica.pdf> (accessed on 20 August 2021)
3. Passenger Air Traffic Each Year. Available online: <http://www.statista.com/statistics/564717/airline-industry-passenger-traffic-globally/> (accessed on 6 March 2022).
4. Crecimiento y pronósticos de la aviación comercial 2020-2038. Available online: <https://www.oneair.es/aviacion-comercial/> (accessed on 28 April 2021).
5. La demanda de viajes aéreos se desploma un 66% en 2020, la mayor caída en la historia de la aviación Available online: <https://www.europapress.es/turismo/transportes/aerolineas/noticia-demanda-viajes-aereos-desploma-66-2020-mayor-caida-historia-aviacion-20210203165514.html> (accessed on 11 November 2021).

6. Recovery Delayed as International Travel Remains Locked Down. Available online: <https://www.iata.org/en/pressroom/pr/2020-07-28-02/> (accessed on 11 November 2021).
7. Sí, la aeronáutica es una industria de Estado Aviable. online: [https://cincodias.elpais.com/cincodias/2019/03/20/companias/1553105953\\_709236.html](https://cincodias.elpais.com/cincodias/2019/03/20/companias/1553105953_709236.html) (accessed on 20 July 2020).
8. Estrategia de innovación de Andalucía 2020. Available online: <https://www.juntadeandalucia.es/export/drupaljda/Documento-Ris3-version-final-8-27-02-15.pdf> (accessed on 20 July 2020).
9. Mineral Commodity Summaries 2020 Available online: <https://pubs.er.usgs.gov/publication/mcs2020> (accessed on 30 August 2021).
10. Williams, J.C.; Boyer, R.R. Opportunities and Issues in the Application of Titanium Alloys for Aerospace Components. *Metals* 2020, 10, 705, doi:10.3390/met10060705.
11. Use of Materials in Aircraft Design 2014 Available online: <http://www.statista.com/statistics/954913/share-composites-in-aircraft-design/> (accessed on 22 March 2021).
12. Giurgiutiu, V. Introduction. In *Structural Health Monitoring of Aerospace Composites*; Elsevier, 2016; pp. 1–23 ISBN 978-0-12-409605-9.
13. CF & CFRP Market Global Forecast to 2025 | MarketsandMarkets. Available online: <https://www.marketsandmarkets.com/pdfdownloadNew.asp?id=416> (accessed on 17 November 2021).
14. OSAKA Titanium technologies Co., Ltd. OTC Annual Report 2015. Available online: [https://www.osaka-ti.co.jp/e/e\\_ir/pdf/OTC\\_AR2015\\_English.pdf?msckid=8c9eb6e8ad2711ecb01ac2409fb8e91](https://www.osaka-ti.co.jp/e/e_ir/pdf/OTC_AR2015_English.pdf?msckid=8c9eb6e8ad2711ecb01ac2409fb8e91) (accessed on 28 August 2021).
15. Morales, A.; Puerta, F.; Bañón, F.; Salguero, J.; Hernández, P.; Fernández, J. Optimización Del Proceso de Taladrado Dentro Del Contexto de La Industria 4.0 Available online: <https://www.interempresas.net/Portada/Articles/207043-Optimizacion-del-proceso-de-taladrado-dentro-del-contexto-de-la-Industria-40.html> (accessed on 27 December 2019).
16. Building a 747: 43 Days and 3 Million Fasteners: Aviable online: <https://www.csmonitor.com/1997/1029/102997.us.us.2.html> (Accessed on 21 August 2021)
17. Desarrollos en la automatización del taladrado de estructuras aeronáuticas. Available online: <https://www.interempresas.net/Aeronautica/Articulos/143203-Desarrollos-en-la-automatizacion-del-taladrado-de-estructuras-aeronauticas.html> (accessed on 22 July 2021).
18. Campbell, F.C.; *Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials*; Elsevier, 2011; ISBN 978-0-08-046235-6.
19. Shyha, I.S.; Soo, S.L.; Aspinwall, D.K.; Bradley, S.; Perry, R.; Harden, P.; Dawson, S. Hole Quality Assessment Following Drilling of Metallic-Composite Stacks. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2011, 51, 569–578, doi:10.1016/j.ijmachtools.2011.04.007.
20. Wei, Y.; An, Q.; Ming, W.; Chen, M. Effect of Drilling Parameters and Tool Geometry on Drilling Performance in Drilling Carbon Fiber-Reinforced Plastic/Titanium Alloy Stacks. *Advances in Mechanical Engineering* 2016, 8, 1–16, doi:10.1177/1687814016670281.

21. Xu, J.; El Mansori, M. Experimental Study on Drilling Mechanisms and Strategies of Hybrid CFRP/Ti Stacks. *Composite Structures* 2016, 157, 461–482, doi:10.1016/j.compstruct.2016.07.025.
22. Zitoune, R.; Krishnaraj, V.; Collombet, F.; Le Roux, S. Experimental and Numerical Analysis on Drilling of Carbon Fibre Reinforced Plastic and Aluminium Stacks. *Composite Structures* 2016, 146, 148–158, doi:10.1016/j.compstruct.2016.02.084.
23. Fernández Vidal, S.R. Análisis de Taladrado En Seco Asistido Por Vibraciones de Estructuras Híbridas de Aleaciones Ligeras. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz 2016.
24. Zitoune, R.; Krishnaraj, V.; Collombet, F. Study of Drilling of Composite Material and Aluminium Stack. *Composite Structures* 2010, 92, 1246–1255, doi:10.1016/j.compstruct.2009.10.010.
25. Wang, C.-Y.; Chen, Y.-H.; An, Q.-L.; Cai, X.-J.; Ming, W.-W.; Chen, M. Drilling Temperature and Hole Quality in Drilling of CFRP/Aluminum Stacks Using Diamond Coated Drill. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing* 2015, 16, 1689–1697, doi:10.1007/s12541-015-0222-y.
26. Gómez Parra, Á. Estudio de La Influencia Del Mecanizado En El Rendimiento Funcional de Aleaciones de Aluminio de Uso Estratégico En La Industria Aeronáutica. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz 2016.
27. Pereira, R.B.D.; Brandão, L.C.; de Paiva, A.P.; Ferreira, J.R.; Davim, J.P. A Review of Helical Milling Process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2017, 120, 27–48, doi:10.1016/j.ijmachtools.2017.05.002.
28. Caggiano, A. Machining of Fibre Reinforced Plastic Composite Materials. *Materials* 2018, 11, 442, doi:10.3390/ma11030442.





## **Capítulo 2. Problemática y retos del taladrado de stacks aeronáuticos Ti/CFRP**

En el presente capítulo se realiza una revisión bibliográfica centrada en la problemática del proceso de taladrado axial de la aleación Ti6Al4V y CFRP, que será el punto de partida para comprender las dificultades que se representan al abordar el taladrado de estructuras híbridas compuestas por estos materiales.

Tras esto, se expone una revisión de las investigaciones más recientes desarrolladas en torno al proceso de fresado helicoidal, estrategia de mecanizado que debido a sus características ha suscitado un gran interés en los últimos años, y que en el contexto definido en el capítulo anterior se presenta como alternativa al taladrado axial.

### **2.1. Materiales estratégicos en aeronáutica y la problemática en su mecanizado. Ti6Al4V y CFRP**

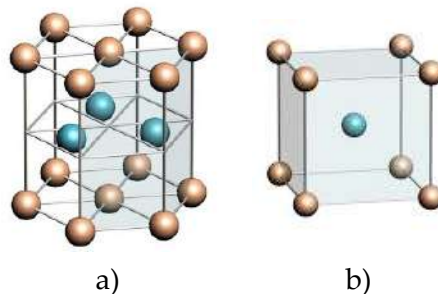
Como se ha visto en el capítulo anterior, el titanio y sus aleaciones han visto como año tras año aumenta su presencia y empleo en todo tipo de sectores, llegando a convertirse en un material estratégico clave dentro del sector aeronáutico [1].

Por su parte, los CFRP (*Carbon Fiber Reinforced Plastics*) han experimentado una constante evolución, abriéndose paso en los principales sectores industriales. Actualmente la fibra de carbono es un material muy apreciado en la industria espacial, aeronáutica y automovilística, combinando una excelente relación específica de resistencia mecánica, resistencia a fatiga y a la corrosión, junto con una densidad muy baja.

Ambos tipos de materiales se encuentran entre los denominados “materiales estratégicos”, ampliamente aplicados a componentes estructurales donde es habitual encontrarlos por separado, o bien en forma de apilados o stacks combinando sus propiedades.

### 2.1.1. Aleación de titanio Ti6Al4V

El titanio es un material alotrópico, que a temperatura ambiente posee una estructura cristalina hexagonal compacta (HCP) denominada titanio  $\alpha$  (Figura 2.1 a), y a altas temperaturas ( $882 \pm 2^\circ\text{C}$ ) se transforma en una estructura cristalina cúbica centrada en el cuerpo (BCC), denominada titanio  $\beta$  (Figura 2.1 b). La existencia de dos estructuras cristalinas diferentes es la base de la gran variedad de propiedades de las aleaciones de Titanio.



**Figura 2.1.** Estructura cristalina del Titanio. a) Estructura hexagonal compacta. b) Estructura cúbica centrada en el cuerpo.

Las aleaciones alteran la estructura del Titanio mejorando sus cualidades y ampliando su variedad de usos. Sus elementos aleantes se clasifican en tres grupos: neutrales, estabilizadores de fase  $\alpha$  y estabilizadores de fase  $\beta$ . Los estabilizadores de fase  $\alpha$  aumentan la temperatura de transición, mientras que los estabilizadores de fase  $\beta$  reducen esta temperatura.

Las estructuras  $\alpha + \beta$  poseen propiedades intermedias y son las más empleadas para aplicaciones estructurales aeronáuticas. Tienen un alto contenido de fase  $\beta$ , lo que permite incluir tratamientos térmicos para lograr un mayor nivel de resistencia. Los intermetálicos como aluminuro de titanio ( $\text{TiAl}$  y  $\text{Ti}_3\text{Al}$ ) aportan mayor rigidez, menor densidad que las aleaciones convencionales y pueden soportar mayores temperaturas. Por su parte, la fase  $\alpha$  aporta una buena resistencia a la corrosión y resistencia a la fluencia. Sus aplicaciones son muy diversas y entre sus aleaciones más empleadas se encuentra la aleación Ti6Al4V, que posee una buena combinación de propiedades [2].

Esta aleación de titanio, también conocida como UNS R56400 o más coloquialmente como Ti64 es, por excelencia, la más utilizada en el sector aeroespacial. Los porcentajes de aleantes que componen esta aleación se muestran en la Tabla 2.1 [3].

**Tabla 2.1.** Componentes de la aleación Ti6Al4V.

Componente	Porcentaje
Al	6
Fe	0,25 (Máximo)
O	0,2 (Máximo)
Ti	Resto
V	4

Esta aleación presenta una combinación de propiedades muy deseadas en este sector, como alta resistencia a la fatiga, resistencia a la corrosión, buena resistencia específica y bajo par galvánico, todo eso manteniendo sus propiedades incluso a altas temperaturas [4]. Sus propiedades más relevantes se muestran en la Tabla 2.2.

**Tabla 2.2.** Propiedades de la aleación Ti6Al4V [3].

<b>Propiedades mecánicas</b>	
Dureza Rockwell C	36
Módulo de elasticidad	113,8 GPa
Resistencia a la tracción	950 MPa
Alargamiento de rotura	14%
Coefficiente de Poisson	0,342
Módulo de cizalladura	44 GPa
Resistencia a la fatiga	510 MPa
<b>Propiedades físicas</b>	
Densidad	4,43 g/cm <sup>3</sup>
<b>Propiedades térmicas</b>	
Punto de fusión	1.877-1.933 K
Transición Beta	1.053 K
Conductividad térmica	6,7 W/m·K

#### 2.1.1.1. Maquinabilidad de aleaciones de Titanio

Como se ha comentado anteriormente, estas aleaciones poseen excelentes propiedades, pero precisamente éstas, que lo hacen tan atractivo, son las responsables de su baja maquinabilidad. Es decir, sus ventajosas características mecánicas influyen significativamente en la dificultad de su conformado mediante técnicas de mecanizado [4,5]. Entre las propiedades que exhibe y que lo convierten en un material difícil de mecanizar, destacan su baja conductividad térmica, su alta afinidad y un módulo de elasticidad relativamente bajo, generando un entorno muy agresivo para las herramientas de corte durante las operaciones de mecanizado.

Para tener una mejor idea de la dificultad de conformación de este material, se puede tratar de comparar la maquinabilidad del Titanio con otros materiales. La

evaluación de la maquinabilidad es algo que depende de muchos factores y es difícilmente cuantificable, pero que puede servir para tener una visión general de la dificultad o resistencia que un material va a presentar a la hora de ser mecanizado. En este caso, se define la maquinabilidad como el efecto que tienen las propiedades de los materiales sobre la facilidad o dificultad de ser mecanizados por arranque de viruta. Por lo tanto, los materiales con mejor maquinabilidad se consideran que se mecanizan con parámetros de corte más altos (velocidad de corte, velocidad de avance, profundidad de corte, profundidad de pasada, ...) y que precisan menor potencia y menos fuerza de corte para realizarlo, todo ello con una mayor vida de herramienta y obteniéndose mejores calidades. En la Figura 2.2 se muestran algunos de los materiales más comunes a mecanizar, tomándose como referencia el acero UNS G11120, al que se le atribuye la maquinabilidad 100. Por lo tanto, los materiales con valores superiores a 100 serán más fáciles de mecanizar que el acero UNS G11120, y los materiales con valores por debajo de 100 serán más difíciles de mecanizar [6,7].

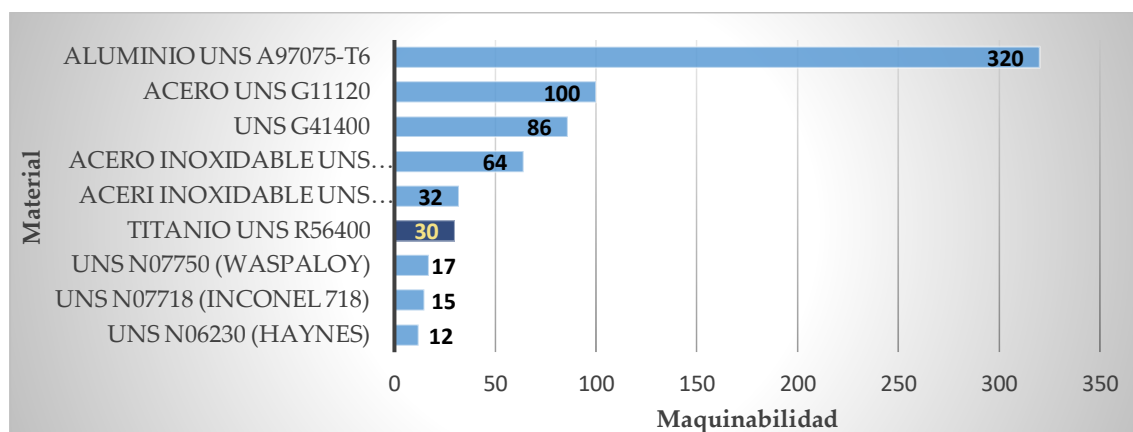


Figura 2.2 Maquinabilidad de algunos materiales aeronáuticos.

Por otro lado, una característica singular del mecanizado de esta aleación es la tendencia a generar virutas segmentadas. Durante la formación de este tipo de viruta, el área de contacto es aproximadamente un tercio del área de contacto presente en la formación de viruta continua, como puede observarse en la Figura 2.3 [7].

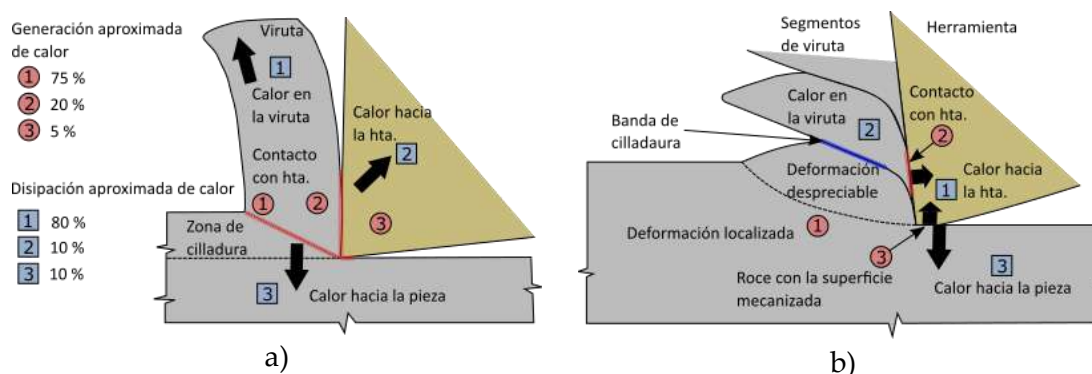


Figura 2.3. Formación de la viruta. a) Viruta continua. b) Viruta segmentada.

Las bandas de deformación aparecen en las virutas incluso a velocidades de corte muy bajas, y están relacionadas con la baja difusividad térmica de este material. La

generación de la viruta se muestra en la Figura 2.4, formándose como se describe a continuación [8].

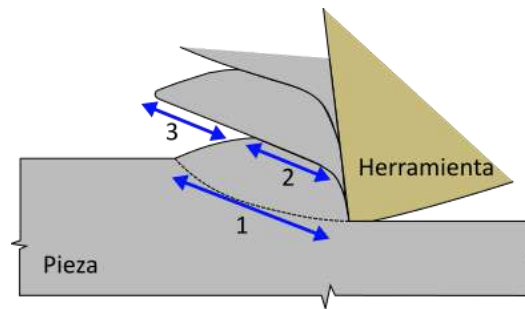


Figura 2.4. Formación de viruta en Titanio.

- I. Al avanzar el filo de la herramienta, la presión sobre el material inicia la cizalladura en la zona primaria (1). En el Titanio el calor producido por la cizalladura en el plano de la misma, no tiene tiempo de disiparse debido a la baja conductividad térmica.
- II. La cizalladura se concentra en una zona alrededor del plano (2), donde la energía de deformación se convierte en calor y produce un efecto de reblandecimiento térmico en el material. Por tanto, se produce la disminución de la resistencia a la deformación en este plano. Además, a la presión sobre este plano se suma el efecto del momento flector de la viruta que se apoya sobre la cara de desprendimiento. Incluso a velocidades de corte bajas se produce la aparición de unas bandas de deformación que suelen denominarse “bandas de deformación adiabáticas”, dado que el calor de la deformación no se ha conducido al resto del material, favoreciendo la deformación localizada en una zona prácticamente plana.
- III. El avance continuo de la herramienta obliga a que en un determinado momento el material ceda (3) al superarse su tensión dinámica de deslizamiento y se forme un segmento de viruta. A partir de este momento comienza a desarrollarse nuevamente el fenómeno anterior.
- IV. El resultado final del proceso es una viruta segmentada con muy poca deformación, excepto en las zonas cercanas de los segmentos, donde se ha concentrado toda la deformación plástica. La aparición de viruta segmentada introduce una inestabilidad constante en el proceso de corte, que hace que sea muy susceptible a las vibraciones, provocando el conocido efecto de “chatter”. La aparición de este efecto de vibración forzada es también favorecida por el bajo módulo de Young y alto límite elástico que presenta esta aleación.

En la Figura 2.5 se pueden identificar las características descritas anteriormente sobre la formación de viruta de esta aleación, donde se identifican los planos de cizalladura [9].

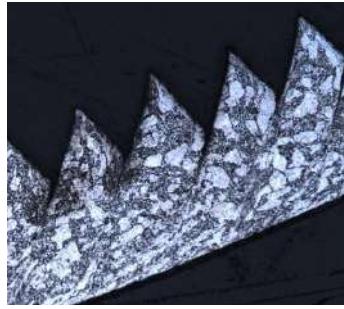


Figura 2.5. Micrografía de la viruta de titanio Ti6Al4V [82].

Todo ello conduce a que los principales problemas que aparecen durante el mecanizado de estas aleaciones sean debidos a la combinación de baja conductividad térmica (aproximadamente un 80% inferior a la conductividad de los aceros), la alta reactividad que presenta a altas temperaturas (cuando la temperatura excede de los 500 °C) y al hecho de que el 80% del calor generado se retenga en la herramienta.

### 2.1.1.2. Herramientas y parámetros de corte para el mecanizado de Titanio

Las características expuestas en el apartado anterior suelen provocar un rápido desgaste de las herramientas de corte, que durante el proceso de mecanizado se verán sometidas a unas condiciones de corte muy agresivas, llegando incluso al fallo catastrófico en cortos periodos de tiempo [7,8]. Es decir, durante el mecanizado las herramientas estarán expuestas a elevadas temperaturas sobre la cara de desprendimiento, que se encuentran relacionadas con las velocidades de corte y tiempos de exposición. En este escenario, la baja conductividad térmica del Titanio dará lugar a una concentración de calor en la zona de corte e iniciará un desgaste por fatiga térmica. A su vez, estas condiciones favorecen complejos mecanismos de desgaste como combinación de la adhesión y la difusión, que se comentarán en el siguiente apartado. En la Figura 2.6 se muestran los resultados de la temperatura de las herramientas en relación con las velocidades cortes empleadas.

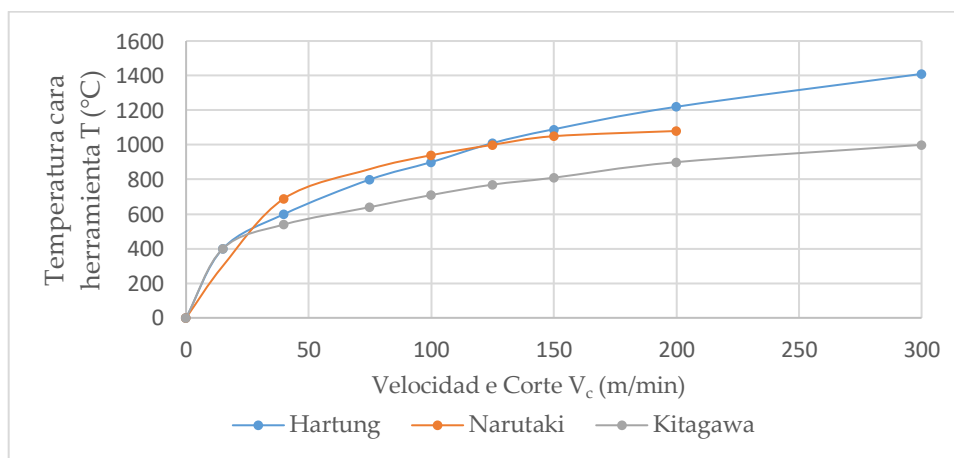
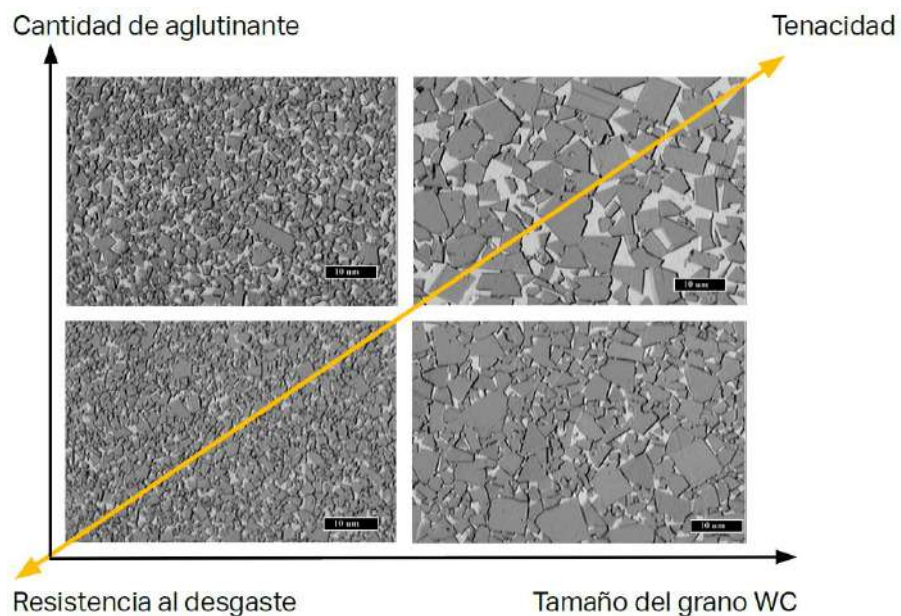


Figura 2.6 Temperatura en la cara de desprendimiento de la herramienta al mecanizar Ti6Al4V en función de la velocidad de corte [10–12].

Para el trabajo en el entorno descrito, las propiedades que se les requieren a las herramientas son las siguientes [13]:

- Resistencia a la fatiga y tenacidad para soportar el proceso de segmentación de la viruta.
- Alta dureza a elevadas temperaturas para resistir las altas cargas implicadas.
- Resistencia al astillado, principalmente debido a la formación de viruta segmentada.
- Excelente resistencia a la compresión.
- Reducida tendencia a reaccionar con el Titanio, principalmente debido a la alta afinidad que presenta este material.
- Alta conductividad térmica para minimizar el choque térmico durante el proceso de corte.

El material más empleado para el mecanizado de estas aleaciones es el metal duro. El metal duro es un material sinterizado compuesto de partículas de carburo de wolframio (WC) y un aglutinante rico en cobalto (Co) metálico. El granulado de carburo es de tamaño reducido y varía en tamaño según su calidad. Además del tamaño del grano del carburo de wolframio, la cantidad de la fase aglomerante es un factor importante que determinará las características del carburo. La composición oscila entre un 80-94% de WC y entre un 6-20% de Co. Aumentar el contenido de cobalto con un tamaño de grano WC creciente contribuye a aumentar la tenacidad, pero también a reducir la dureza, lo cual reduce a su vez la resistencia al desgaste del sustrato, como se muestra en la Figura 2.7 [14].



*Figura 2.7. Propiedades del metal duro en función del tamaño de grano y cantidad de aglutinante.*

Además, para poder trabajar en condiciones de corte más severas, las herramientas pueden llevar un tipo de recubrimiento específico sobre el sustrato. El metal duro con



recubrimiento supone en la actualidad entre el 80% y el 90% de todas las herramientas de metal duro. El éxito de estas herramientas se debe a su especial combinación de resistencia al desgaste y tenacidad, combinada con su capacidad para adoptar formas complejas. Estos recubrimientos tienen espesores de entre 2 y 15  $\mu\text{m}$ , y ofrecen ventajas como el incremento de dureza en la superficie, una mayor resistencia al desgaste, la reducción de los coeficientes de fricción (mejorando por ende la evacuación de la viruta), la reducción en los esfuerzos de corte, o incluso pueden llegar a prevenir la formación de un filo de aportación, entre otras [14].

Durante el proceso de corte, la temperatura en la intercara puede superar los 500 °C, donde entra en juego la reactividad de las aleaciones de Titanio. Dado que la velocidad de corte está directamente relacionada con la temperatura generada en el proceso de mecanizado, las recomendadas para estos materiales se encuentran sobre los 60 m/min para herramientas de metal duro, valores conservadores si se comparan con las velocidades de corte para materiales a alta maquinabilidad. No obstante, los parámetros de mecanizado empleados dependerán en gran medida de los materiales empleados en las herramientas y de las condiciones de corte. Así, cuando se emplean herramientas de metal duro sin recubrimiento es usual emplear velocidades de corte relativamente bajas, por debajo de los 45 m/min. Para velocidades de corte superiores, entre 50 y 100 m/min, se utilizan herramientas de metal duro con recubrimiento, que proporciona una barrera térmica que protege el sustrato, además de reducir el coeficiente de fricción. Para mayores velocidades de corte se emplean herramientas de CBN (nitruro de boro cúbico), permitiendo alcanzar velocidades superiores los 350 m/min [15].

### ***2.1.1.3. Uso de fluidos de corte en el mecanizado de Titanio***

Tal y como se desprende de lo anteriormente expuesto, cuando se mecanizan aleaciones de Titanio se debe tratar de reducir la temperatura que se producirá en la zona de corte durante el mecanizado. Esto se puede conseguir de dos formas. Por un lado, la temperatura de corte está directamente relacionada con la velocidad de corte y el tiempo de exposición [16], luego se deberán usar velocidades de corte bajas con tiempos de exposición bajos. Por otro lado, se pueden utilizar lubricantes y/o refrigerantes que ayuden a la evacuación rápida del calor generado, que a su vez presentan también ciertos inconvenientes.

En línea con esto último, el proceso de taladrado tiene especiales dificultades debido al confinamiento de la herramienta y la dificultad de evacuación de la viruta. Es por ello que, para alcanzar las exigencias de calidad y rendimiento, es habitual el uso de fluidos de corte [8,17]. Estos fluidos tienen una doble función. Por un lado, refrigeran el proceso y por otra lubrican la zona de corte, reduciendo la fricción, y por ende, reduciendo la temperatura. Así, aportan múltiples beneficios al proceso, mejorando la calidad superficial, facilitando la evacuación y arrastre de la viruta, y aumentando la vida de la

herramienta. No obstante, al mismo tiempo generan múltiples problemas entre los que se destaca la necesidad de limpieza de los elementos mecanizados, el impacto medioambiental que tiene su uso, su impacto sobre la salud de los trabajadores, y el incremento económico, que se estima que oscila entre el 7 y el 17% del coste de los elementos mecanizados [16,18–20].

Aunque la baja conductividad térmica de esta aleación condiciona su mecanizado al uso de refrigerantes y/o lubricantes, la tendencia en los últimos años es hacia la eliminación total o parcial de este tipo de sustancias [21]. Los problemas asociados a su uso han generado un movimiento en la búsqueda de tecnologías más limpias y eco-eficientes, también conocidas como “Green Machining”. Esto es debido a la preocupación por el medio ambiente y las nuevas leyes de protección medioambiental y de salud laboral, que están reduciendo cada vez más el uso de los fluidos de corte, conduciendo a las empresas a buscar nuevas alternativas a su uso.

La limitación principal que se encuentra asociada a este tipo de mecanizado viene impuesta por las temperaturas que se alcanzan. No hay que olvidar que la eliminación del uso de estos fluidos conlleva también la eliminación de todos los beneficios que aportan, lo que supone que toda la energía del proceso de corte se transforma casi íntegramente en calor (en el caso de taladrado de aleaciones de titanio, se puede llegar a alcanzar hasta 900 °C). En esta situación se genera un entorno muy agresivo para las herramientas, donde el desgaste de las mismas se ve rápidamente acelerado. A su vez, este desgaste implica una reducción de la eficiencia del proceso corte, afectando directamente sobre los parámetros de calidad el agujero [16,22].

Otro de los inconvenientes que aparecen es la evacuación de la viruta, que siempre supone un problema adicional cuando se trata de realizar operaciones de taladrado. No obstante, este problema se puede tratar de optimizar a través de diferentes aspectos:

- Mediante la mejora de la geometría de la herramienta.
- Usando materiales o recubrimientos con bajos coeficientes de fricción y baja afinidad con el titanio para evitar la adhesión del material en la herramienta.
- A través de nuevas estrategias de mecanizado. Por ejemplo, realizando sucesivas entradas y salidas en función de la profundidad del taladrado o mediante pequeñas vibraciones que fragmentan la viruta para facilitar su evacuación.

En definitiva, la supresión total de fluidos de corte conduce al mecanizado en seco. Éste es ecológicamente deseable y debe ser considerado como algo necesario para las empresas de fabricación en un futuro cercano, ya que supone realizar un mecanizado sostenible y limpio, y que gracias a las nuevas tecnologías y la evolución de las herramientas y sus materiales puede suponer un gran ahorro económico.

Lo expuesto anteriormente posiciona el mecanizado en seco como la mejor solución desde el punto de vista medioambiental, además de tener las ventajas de eliminar los costes asociados a los fluidos de corte, no contaminar ni aire ni agua, y ser respetuoso

con la salud de los operarios. Pero para implantarlo es necesario realizar un profundo análisis de las condiciones límite de la operación y de las interacciones asociadas al proceso, entre la herramienta de corte, la pieza a mecanizar y la máquina-herramienta. Sobre esta base se pueden identificar y adoptar medidas y soluciones para lograr implementar un mecanizado en ausencia de lubricante.

#### 2.1.1.4. Mecanismos de desgaste en el mecanizado de Titanio

Entre los mecanismos de desgaste de herramienta que se ven favorecidos por el entorno agresivo al que éstas se someten, se encuentran el desgaste por fatiga, difusión, abrasión y adhesión. Entre ellos, destaca el mecanismo de adhesión como uno de los más relevantes. El problema radica en que la alta afinidad que presenta esta aleación, junto con su baja conductividad térmica, hacen que exista una sinergia de mecanismos que producen una disminución drástica de la vida de la herramienta [13].

Entre los citados anteriormente, es la adhesión secundaria o indirecta, junto con la alta reactividad de esta aleación a alta temperatura, los principales causantes del desgaste prematuro de las herramientas. Esta combinación provoca la oxidación del titanio en forma de  $TiO_x$  formando capas estratificadas adheridas sobre la cara de desprendimiento de la herramienta, denominándose este fenómeno como MBUL (Multi Built-Up Layer), y que debido a la dispersión de la luz crea una iridiscencia característica sobre la herramienta. Adicionalmente, estas capas favorecen la aparición del filo recrecido (BUE, Built-Up Edge), que provoca una desviación de la geometría inicial del filo de corte y, por tanto, de las condiciones de corte inicialmente establecidas [23].

La naturaleza dinámica de estos mecanismos provoca que parte del material adherido se desprenda periódicamente, arrastrando consigo partículas de la herramienta, deteriorando la misma y facilitando la aparición de "chipping" [24,25], Figura 2.8.

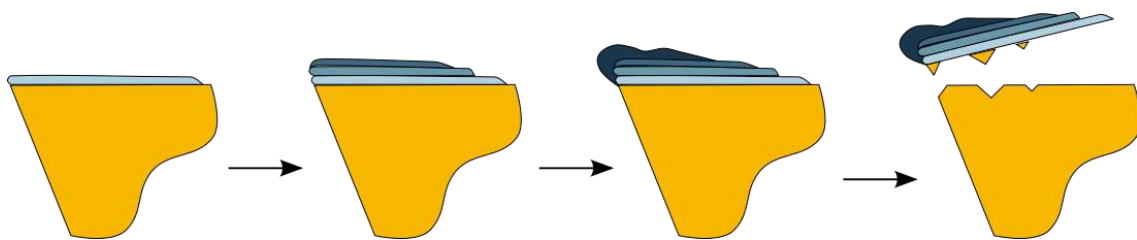


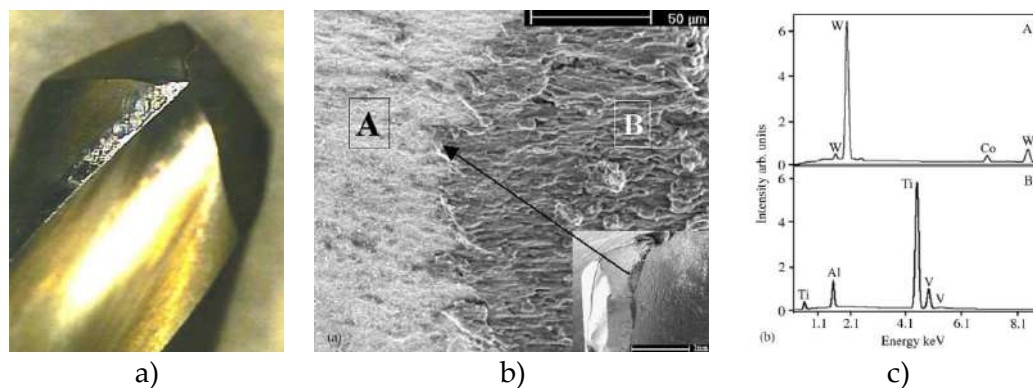
Figura 2.8. Evolución de la adhesión secundaria sobre la herramienta [87].

Sin embargo, la falta de información al respecto es debido a la complejidad que presenta este material, su alta afinidad con los materiales de las herramientas y la aparición de múltiples mecanismos de desgaste que se ven favorecidos por estas condiciones, ideales para que éstos actúen de forma sinérgica.

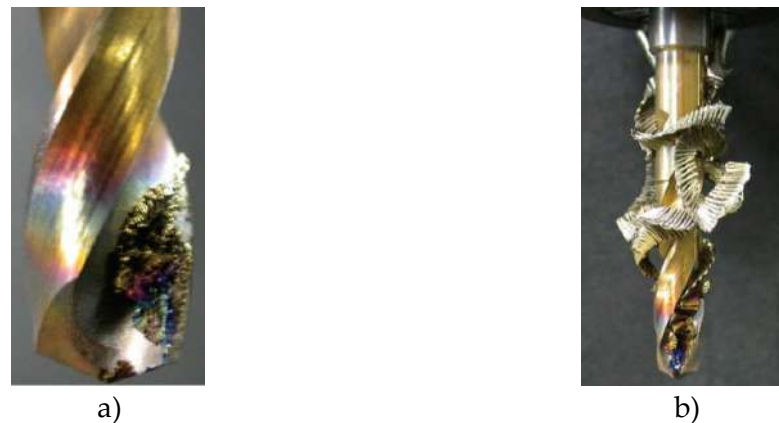
En el caso de taladrado de aleaciones de Titanio, se presenta un proceso de corte continuo donde se puede apreciar la adhesión como mecanismo precursor, formando estratificaciones que darán lugar al MBUL. Éste favorece la aparición del BUE y las

posterior eliminación de material adherido por efectos termo-mecánicos. Además, pueden alcanzarse temperaturas críticas en la que aparezcan sinergias entre diferentes mecanismos como puede ser la difusión [26], Figura 2.9.

El deterioro de la calidad superficial de las caras de desprendimiento de las herramientas, junto con la modificación geométrica producida por la aparición del BUE, puede además llegar a provocar una modificación sustancial en las condiciones de corte que incluso podría llegar a condicionar la capacidad de evacuación de la viruta, lo que se conoce habitualmente como “embotamiento” y conduce a la rotura de la herramienta o a su soldadura (gripado) dentro de la pieza (Figura 2.10).



**Figura 2.9.** a) Imagen de una broca después de 80 taladros donde se observa adhesión y caracterización. b) SEM de la cara de desprendimiento de una broca donde se aprecia adhesión. c) EDS de las zonas marcadas donde se aprecia que la composición del material adherido concuerda con la composición de la aleación [4].



**Figura 2.10.** a) Adhesión sobre la cara de desprendimiento de la broca. b) Colapso de la herramienta [27].

Todos estos mecanismos de desgaste afectan negativamente a los parámetros de calidad de los taladros mecanizados, produciendo desviaciones dimensionales, macrogeométricas y microgeométricas [27,28], que se tratarán en el siguiente apartado.

### 2.1.1.5. Indicadores de calidad (dimensional y macro/micro geométricos) en el taladrado de Titanio

Durante el proceso de taladrado tienen lugar una serie de transformaciones sobre el material que le confieren unas características diferentes de las iniciales, entre otras el

propio agujero. Como es sabido, el agujero no es ideal, sino que presenta pequeñas imperfecciones que dependerán de distintos factores. Estas imperfecciones en sí mismas no suponen la inutilidad o la no aceptación de la pieza, pero si deben de controlarse y mantenerse dentro de unos límites de tolerancia previamente establecidos en función de diferentes criterios.

Para ello, será necesario evaluar la integridad superficial de los elementos, entendiéndose como tal “las condiciones inherentes o adquiridas de una superficie producida por procesos de mecanizado u otras operaciones de generación de superficies” [29].

La precisión dimensional en las operaciones de taladrado es un requisito indispensable, donde las propiedades térmicas de este material juegan un papel fundamental. Sin embargo, Cantero et al. [4] muestran que no existe una influencia directa entre el diámetro de los agujeros y el aumento de la temperatura, aunque si encontraron mayores desviaciones al aparecer adhesión sobre los filos primarios y secundarios de la herramienta. En el sector aeronáutico, los requerimientos de precisión diametral se establecen entre 30 y 90  $\mu\text{m}$ , según el diámetro del agujero [30].

Aunque los agujeros pueden ser correctos en términos dimensionales, la forma del mismo puede afectar a su funcionalidad. Por este motivo, es usual encontrar parámetros de forma (macrogeometría), como la redondez o la cilindridad que controlan estas desviaciones, Figura 2.11.

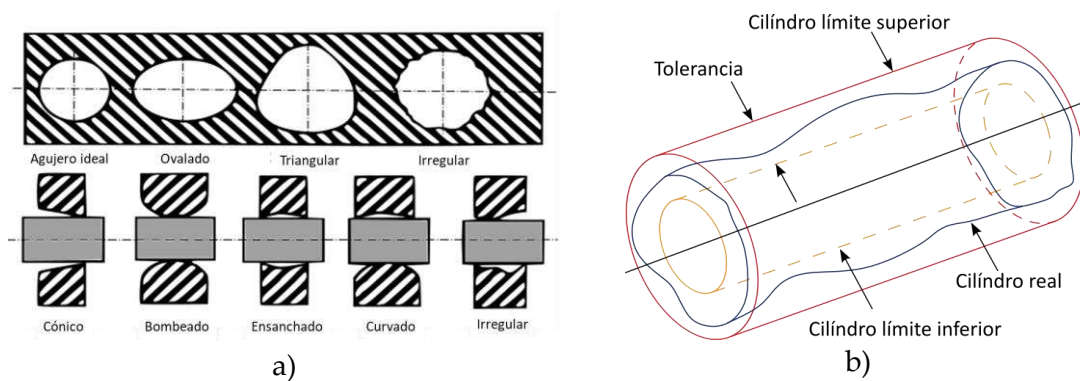


Figura 2.11. a) Defectos de forma. b) Tolerancia de cilindridad.

Este parámetro de calidad puede verse afectado por múltiples factores, entre los que se encuentran las propiedades del material, temperatura, vibraciones, etc, donde el parámetro de velocidad de corte y el desgaste de la herramienta son claramente influyentes [31].

Por otro lado, se encuentran las tensiones residuales. Éstas son esfuerzos que permanecen en el interior de la pieza cuando ésta no se encuentra sometida a ninguna carga externa. Estas fuerzas pueden inducir deformaciones en los elementos y afectar al comportamiento en servicio de los componentes. Las fuerzas de corte producidas durante el mecanizado, o el gradiente de temperatura generado, son factores que pueden inducir

a la generación de tensiones residuales sobre la superficie del material. Jiang [32] indica en su investigación que es posible optimizar la distribución de tensiones residuales a través de la velocidad de avance.

Otro de los requisitos que se exigen a estos elementos hace referencia a la calidad superficial. Este es un indicador que se ve afectado por múltiples factores. Entre ellos, pueden destacarse los parámetros de mecanizado, el efecto de la temperatura y estado tensional. Por otro lado, el desgaste de la herramienta es un factor de efecto directo. La pérdida de material de la herramienta puede conducir a la generación de defectos sobre la superficie mecanizada. Hourmand [13] asocia la adhesión y el desgaste primario con defectos superficiales (Figura 2.12. a)). Li [33] encuentra desgaste por adhesión y astillamiento sobre sus herramientas, donde los asocia con defectos superficiales que se conocen como “Smearing” [34], Figura 2.12. b).

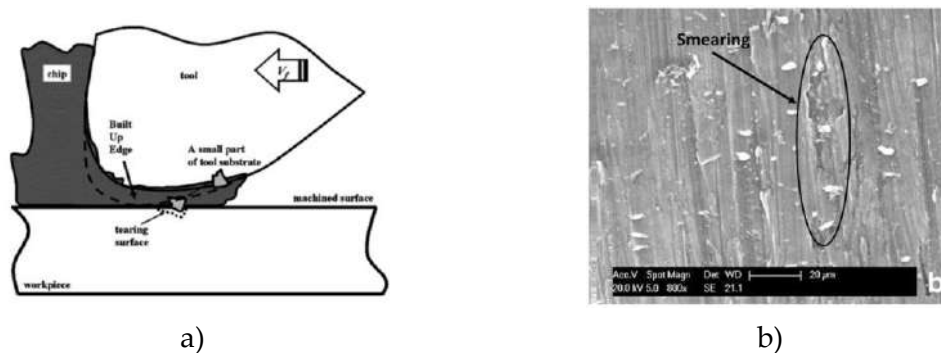


Figura 2.12. a) Mecanismo de rasgado de superficie [13]. b) Superficie mecanizada [33].

La evaluación de la calidad superficial se realiza con frecuencia a partir de parámetros como la rugosidad media aritmética ( $R_a$ ) y la altura máxima de perfil ( $R_z$ ). En el sector aeronáutico el parámetro de calidad que delimita el criterio de rechazo en los componentes es la rugosidad media aritmética, donde se establecen valores límites de  $1,6 \mu\text{m}$  para las aleaciones metálicas [30].

Por otro lado, se encuentran los defectos de rebaba, que debido a su relevancia en el proceso de montaje aeronáutico, se tratan a continuación.

#### 2.1.1.6. Formación de rebaba en el taladrado de Titanio

La rebaba es la porción de material que sobresale en los bordes de una superficie mecanizada. Su geometría va a depender en gran medida del material de la pieza, de modo que para materiales frágiles en los que la deformación plástica no es grande se obtendrán geometrías reducidas y uniformes. En cambio, para materiales con una gran deformación plástica darán origen rebabas mayores con el denominado “chinese cap” (sombrero chino), formado durante la salida de la herramienta al amoldarse el material a la punta de la misma. La rebaba grande e irregular o en forma de corona se produce en materiales con grandes deformaciones plásticas, cuando en la punta se soporta mayores

tensiones que en el borde, iniciándose la fractura por el centro del agujero [35], caso de la aleación de Ti de este estudio.

La altura de la rebaba es de gran interés porque describe la cantidad de material que excede el plano de trabajo, siendo un gran inconveniente cuando se trata de la implantación de técnicas OWA, motivo por el cual se trata en profundidad en este apartado. Su aparición obliga al desmontaje de los componentes para la eliminación de este defecto, como se expuso en el capítulo 1. Al mismo tiempo, se encuentra relacionada con el tiempo necesario para el desbarbado de una pieza.

Hay que mencionar que en la actualidad no existe un criterio universalmente extendido y aceptado para la evaluación de la rebaba. Con el tiempo han ido apareciendo diferentes normas generales para la evaluación de la calidad de los bordes y la clasificación de rebabas que se forman en las piezas durante los procesos de conformado. Pese a los esfuerzos realizados con el objeto de conseguir una clasificación de rebaba que sea generalmente aceptada, el proyecto “SpanSauber” llevó a cabo una encuesta entre las empresas del sector industrial donde se mostró que debido a una falta de clasificación de rebaba que sea generalmente aceptada, aproximadamente el 45% de las empresas entrevistadas utilizaban una clasificación interna [36].

El primer trabajo fundamentalmente dedicado a los mecanismos de formación de rebaba fue publicado por Gillespie, quien junto con Blotter [37] sientan las bases en este campo. El trabajo de Gillespie presentó un modelo de análisis que ilustra los mecanismos de formación de rebaba y predice las propiedades de la misma. Por su lado, Pekelharing [38] investigó la formación de la viruta en lugar de la rebaba, ya que la formación de rebaba depende en gran medida de la formación de ésta.

Los mecanismos de formación de rebaba son muy similares en todos los procesos de corte. Sin embargo, hay pequeñas diferencias dependiendo de la operación de mecanizado. Hasihimura [39] desarrolló un modelo de predicción a partir de los mecanismos de formación, donde las propiedades del material son un importante factor. En su modelo considera que es necesario diferenciar entre modelo frágil y dúctil. Esto es necesario ya que la propagación de grietas y la deformación antes de la propagación de éstas son muy importantes para la forma final de rebaba.

Para el estudio de los mecanismos de formación de rebabas en taladrado, muchas investigaciones han llevado a cabo simulaciones a través de modelos de elementos finitos (FEM) [40–43]. En este proceso, cuando la herramienta se aproxima a la superficie de salida, el material comienza a deformarse y la distancia entre la superficie de salida y la punta de la herramienta donde comenzará la deformación depende de la fuerza de empuje y las propiedades del material. Cuando la herramienta avanza, la zona de deformación plástica avanza desde el centro hacia los bordes de la herramienta, hasta que uno de los filos de corte causa la separación de la tapa desde el perímetro del agujero. Dependiendo del ángulo de punta y la geometría de la herramienta, la ruptura podría ocurrir cerca del

centro del agujero o en el perímetro. En la etapa final, el material restante en el perímetro del agujero es empujado hacia fuera junto con la tapa del agujero. Mientras se deforma el material del perímetro no se produce corte y por lo tanto no se genera viruta, lo que significa que no hay manera de disipar el calor, fenómeno que se agrava en el caso del Titanio debido a su baja conductividad térmica. Por lo tanto debe haber un aumento de la temperatura en la superficie interna de la rebaba [5].

El punto de inicio de la fractura y la ductilidad del material definirán la geometría final de rebaba, de modo que una fractura inicial cerca del borde del agujero generará una rebaba reducida y uniforme, pero si se produce una deformación plástica seguida de la fractura del material cerca del centro del agujero, la rebaba que se formará será grande y con forma de corona. En un punto intermedio se encuentra la formación de una rebaba grande e irregular. Estas diferencias pueden observarse en la Figura 2.13 [130] [44].

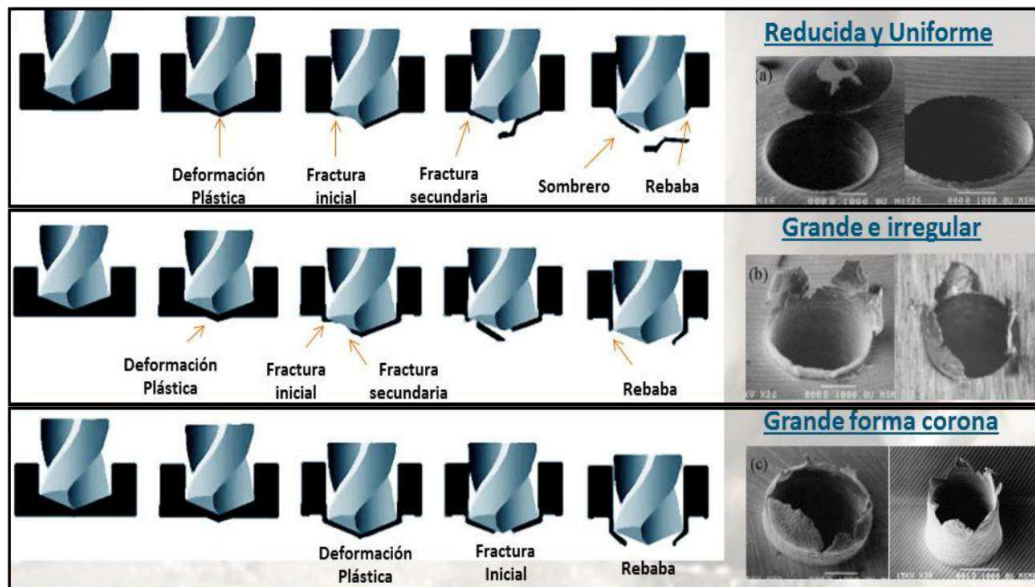


Figura 2.13. Geometría de rebaba según punto de fractura.

La formación de rebabas depende de muchos factores, aunque su tamaño puede ser significativamente minimizado a través de la elección de los parámetros de mecanizado adecuados. Entre los factores con mayor influencia se encuentran el material de la pieza, la geometría de la herramienta, la estrategia de trayectoria de la herramienta y los parámetros de mecanizado. De éstos, el material de la pieza viene impuesto, la trayectoria de la herramienta está muy limitada, y mantener unos parámetros óptimos de corte no resulta suficiente para asegurar que no se formará rebaba durante la operación de taladrado. Además, hay que tener en cuenta que los procesos de taladrado también tienen que ser productivos, lo que deja un rango limitado para la actuación.

Los investigadores han abordado el problema de la rebaba desde diferentes puntos de vista. Por un lado, hay un grupo que ha centrado sus esfuerzos en la optimización de los parámetros del proceso de corte [44]. Por otro lado, un segundo grupo se ha centrado



en la optimización de la geometría de las herramientas para minimizar el tamaño de rebabas [45,46]. Desde otro enfoque diferente, se han desarrollado diversos modelos de elementos finitos para el estudio, análisis y control de la formación de rebabas [42,43,47]. Por último, como complemento de los trabajos previos de optimización de parámetros, modelos FEM y optimización de geometría de las herramientas, se han desarrollado métodos para la monitorización on-line de la formación de rebabas [48]. Se considera que de este último grupo puede resultar un efectivo control de calidad de las operaciones de taladrado.

A continuación, se comentan algunas aportaciones relevantes sobre la formación de rebabas, especialmente se destacan los trabajos realizados sobre taladrado de aleaciones de Titanio:

- Schäfer [49] (1977), Beier [50] (1999) y Thilow [51] (2017), observan que en los procesos de mecanizado siempre se forma rebaba, bien sea a la entrada o a la salida de la herramienta.
- Ogawa (1985) investiga la influencia de la geometría de herramienta en la formación de la viruta y de rebabas. Las muescas en el lado del borde exterior de corte reducen significativamente la rebaba, se logra un par de taladrado menor y una mayor vida de herramienta [52].
- Link (1992) señala que los parámetros de formación de rebaba no pueden ser separados de forma fiable debido a las conexiones complejas y relaciones entre las numerosas variables que existen. La altura de rebaba es linealmente proporcional al avance por diente y fuertemente relacionada con el desgaste de la herramienta [53].
- Heisel (1998/1999) investiga la formación de rebaba en agujeros poco profundos, donde la reducción de la altura de rebaba se logra cuando se aumenta la velocidad avance, mientras que un aumento de la velocidad no hace aumentar la rebaba. El material de la pieza tiene el mayor efecto en la formación de rebaba, mientras que las diferentes formas de rebaba dependen de si se usa lubricación o no. La geometría de la broca tiene un gran efecto en la formación, de forma que ángulos de hélices grandes y aumentos en el ángulo de punta logran reducir la rebaba en altura y espesor [54,55].
- Saunders y Mauch (1998) concluyen que la rebaba está fuertemente relacionada con el límite elástico y la resistencia a rotura, propiedades varían significativamente con la temperatura [56].
- Dornfeld (1999) observa que la geometría de la herramienta tiene un peso importante en la formación de rebabas. Detecta que el incremento del ángulo de punta de la broca ayuda a reducir el espesor y altura de la rebaba [5].
- Ramulu (2001) investiga la formación de rebabas en el taladrado de stacks de Titanio y materiales compuestos. Demuestra que en la formación de la rebaba de Titanio tiene influencia la fuerza de empuje, calor y material de herramienta [57].

- Ko (2001) encuentra que la principal geometría de la herramienta que influye en la altura y espesor de la rebaba en el taladrado es el ángulo de punta, radio de esquina, ángulo del filo transversal y ángulo de hélice [58].
- Cantero (2005) apunta que la formación de rebaba es sensible a la acumulación de calor en el taladrado de Ti-6Al-4V y la altura de rebaba aumenta con el tiempo de corte [4].
- Rivero (2006) considera que la formación de un tamaño grande de rebaba se atribuye a la temperatura de la zona de corte en el taladrado de aluminio 7075-T6, y la minimización de la potencia específica de corte tiene un significado en el control de la temperatura [48].

Hasta este punto, no se ha mencionado que la rebaba también se produce a la entrada de la herramienta, sin embargo, el tamaño de ésta suele ser de varios órdenes de magnitud menor que la de salida, no siendo crítico como parámetro de calidad, principal razón por la que no se suele estudiar la formación. Adicionalmente, la mayor parte de los taladros aeronáuticos contemplan fases finales de avellanado para garantizar el correcto asiento de los remaches, operación que elimina la rebaba a la entrada. En la Figura 2.14 puede observarse la formación de una pequeña rebaba a la entrada del agujero estudiada por Olvera et al [59].

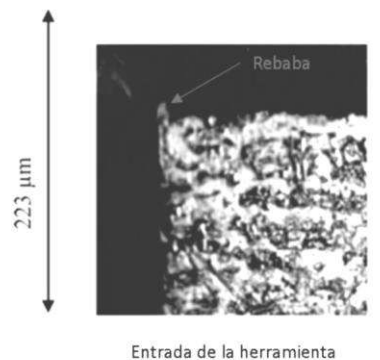


Figura 2.14. Rebaba a la entrada del agujero.

Por otro lado, hay una serie de parámetros que los autores destacan por su influencia sobre la formación de la rebaba, y entre los que existe una fuerte dependencia. La relación entre la fuerza de empuje y la temperatura con la altura de rebaba son muy interesantes para el caso de estudio, ya que son variables de salida que aportan mucha información sobre la formación de rebabas y por lo tanto podrían utilizarse para la medición o control de las mismas [4,5,60].

Todas las conclusiones alcanzadas hasta este punto de la revisión conducen a que las propiedades de baja conductividad térmica y afinidad química son los principales problemas que se presentan al mecanizar estas aleaciones. Estas propiedades son las precursoras de un entorno muy agresivo para la herramienta, donde la adhesión y difusión serán los mecanismos de desgaste predominantes.

El desgaste de las herramientas tendrá una repercusión directa sobre los indicadores de calidad de los agujeros, donde la formación de rebaba juega un papel decisivo si se pretenden alcanzar la implementación de técnicas OWA.

### 2.1.2. Materiales compuestos de fibra de carbono

El CFRP (*Carbon Fiber Reinforced Plastics*) se encuentra dentro de los denominados materiales compuestos, al ser materiales formados por dos o más elementos. En este estudio se prestará especial atención a los casos formados por una matriz termoestable (epoxi) y refuerzo de fibras de carbono.

En este apartado se analizan las cuestiones clave que atañen al mecanizado de materiales CFRP, haciendo referencia a los trabajos de investigación más relevantes y recientes en este campo.

#### 2.1.2.1. Material compuesto de fibra de carbono y resina epoxi (CFRP)

Los CFRP han ido ganando terreno hasta posicionarse como uno de los materiales estratégicos por excelencia. Están formados por fibras de carbono en una matriz de resina epoxi, con composiciones 60-40 aproximadamente. Las principales características de los CFRP son una alta resistencia específica, alto módulo específico y baja densidad. Sus propiedades se presentan en la Tabla 2.3, donde se diferencia entre “alto módulo” HM y “alta resistencia” HS [61]. Además, no presenta plasticidad y el límite de rotura coincide con el límite elástico. También tienen una buena resistencia a disolventes orgánicos, buena conductividad térmica y eléctrica y coeficiente de dilatación térmica lineal prácticamente nulo. Otra de sus grandes cualidades es que pueden ser moldeados con absoluta libertad de formas.

Tabla 2.3. Propiedades mecánicas de las fibras de carbono.

	Densidad (kg/m <sup>3</sup> )	Módulo de Young (GPa)	Resistencia a la tracción (GPa)	Deformación de rotura (%)
HM	1,81	400	2,5-4,5	0,6
HS	1,78	230	3,8-4,2	2,0

En cuanto a la fibra, el carbono también es un elemento alotrópico, es decir, que cuándo se encuentra en estado puro enlaza entre sí sus átomos de diferentes maneras y por ello puede presentarse en diversas formas: grafito, diamante o fullerenos. En todos estos casos la composición química es idéntica, carbono puro, pero varía la forma en la que se ordenan los átomos en cada estructura (Figura 2.15) [62].

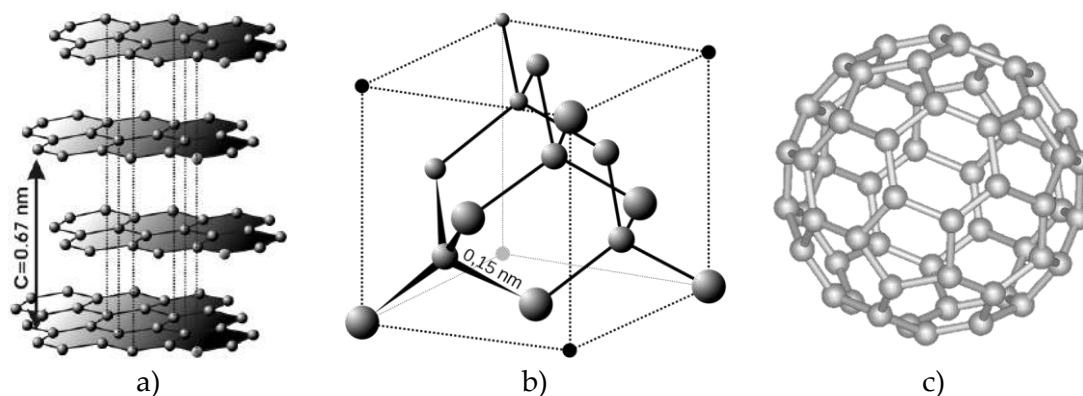


Figura 2.15. Estructura cristalina. a) Grafito. b) Diamante. c) Fullerenos.

Las resinas termoestables son las más utilizadas en el sector aeronáutico y dentro de esta familia se encuentra la matriz epoxi, cuya dureza supera a la de otras como las de poliéster y viniléster. Sus principales propiedades se muestran en la Tabla 2.4.

Tabla 2.4. Propiedades mecánicas de la matriz epoxi.

Densidad (kg/m <sup>3</sup> )	Módulo de Young (GPa)	Resistencia a la tracción (MPa)	Deformación de rotura (%)
1,10-1,20	2,6-3,8	60-85	1,5-8,0

Este tipo de resinas se presentan sin polimerizar y es durante el proceso de fabricación cuando polimeriza formando una red tridimensional. Las características principales de las resinas epoxídicas son las siguientes:

- Presentan baja contracción y buena adhesión a la mayoría de fibras.
- Son bastante resistentes a disolventes, ácidos y álcalis.
- Buenas propiedades mecánicas.
- Temperatura de servicio entre 333 K (60 °C) y los 423 K (150 °C).
- Son las más utilizadas en aplicaciones estructurales.

### 2.1.2.2. Maquinabilidad de los CFRP

Los mecanismos de eliminación de material en el corte de materiales compuestos son sustancialmente diferentes a los que caracterizan el mecanizado de los metales convencionales o sus aleaciones, por lo que es necesario seleccionar con precisión la herramienta y las condiciones de mecanizado adecuadas.

Este tipo de materiales presentan una maquinabilidad muy baja, apareciendo diferentes problemas cuando se mecanizan para obtener las dimensiones finales de la pieza, por lo que están considerados como materiales difíciles de mecanizar. Este aspecto aún no se ha resuelto del todo y todos los autores coinciden en que se debe principalmente a que estos materiales poseen una estructura no homogénea y fuertemente anisótropa, a

lo que hay que añadir el elevado factor de abrasividad que presentan los refuerzos que se utilizan.

Las características estructurales de estos materiales dificultarán su mecanizado, introduciendo daños significativos a la pieza, deteriorando la calidad superficial, perdiendo precisión dimensional e integridad superficial del componente, y experimentando al mismo tiempo un alto desgaste de las herramientas. Todo ello, puede conducir a que se alcancen niveles de calidad inaceptables y por tanto el rechazo de los componentes [63].

La literatura científica ha abordado desde diferentes puntos de vista los problemas asociados al mecanizado de estos materiales, pero dada la creciente necesidad de optimizar estos procesos, se sigue profundizando en el tema buscando mejores soluciones. Son varios los autores que han realizado trabajos de revisión sobre estos aspectos. En 1997, Komanduri [64] proporcionó una amplia visión de las diversas cuestiones que intervienen en el mecanizado de los materiales compuestos reforzados con fibra. Más recientemente, en 2018 Caggiano [65] analiza las principales cuestiones relativas al mecanizado de materiales compuestos reforzados con fibra. En ambos trabajos se incluyen tanto procesos convencionales y no convencionales. En ellos se concluye que los mecanismos de corte en estos materiales son sustancialmente diferentes a los de las aleaciones metálicas, mostrando un comportamiento no homogéneo dependientes del material de refuerzo, matriz, y arquitectura y orientación. La formación de la viruta en el proceso de corte de estos materiales se rige de forma crítica por la orientación de las fibras respecto a la dirección de corte, donde orientaciones desfavorables pueden provocar graves daños. El mecanizado de estos materiales exige una gran resistencia a los materiales de herramienta, donde la naturaleza abrasiva del refuerzo conduce a una corta vida útil de la herramienta.

También se concluye que para mejorar la calidad de las piezas mecanizadas siguen siendo necesarios estudios en mayor profundidad dirigidos en diferentes direcciones, entre las que se encuentran el mecanizado de alta velocidad, mostrando una reducción de la fuerza y permitiendo prolongar la vida útil de la herramienta o aumentar la tasa de avance. En los procesos de taladrado, el aumento de la velocidad de corte ha conducido a una disminución de la delaminación, aspecto que se tratará más adelante. A su vez, el taladrado orbital ha mostrado un importante potencial, reclamando cada vez más atención, pero con tiempos de procesamiento más largos. Como alternativas, también se abren camino tecnologías no convencionales, con el objetivo de evitar problemas de desgaste, vida de herramienta y fuerzas de corte.

Los mecanismos de formación de viruta en los materiales compuestos se basan en diferentes modos de fallo que ocurren simultáneamente y se rigen predominantemente por el ángulo de orientación de la fibra. Es decir, que el ángulo entre la orientación de la fibra y la dirección de corte tiene una influencia mayor incluso que el ángulo de

desprendimiento de la herramienta, afectando claramente a la calidad de la superficie de mecanizada.

Lopresto [66] describió los mecanismos de formación de viruta en el corte de laminados de materiales compuestos e identificó una serie de parámetros, como el material de la herramienta, su geometría de corte, la profundidad de corte y la orientación de las fibras, que desempeñan un papel fundamental en el mecanizado de estos materiales.

Los estudios sobre los mecanismos de formación de la viruta en materiales compuestos pusieron de manifiesto dos tipos principales de daños sobre la integridad de la superficie: el agrietamiento de la matriz paralelo a las fibras y el desplazamiento de las fibras fuera del plano, pasando bajo la herramienta sin ser cortadas, Figura 2.16.

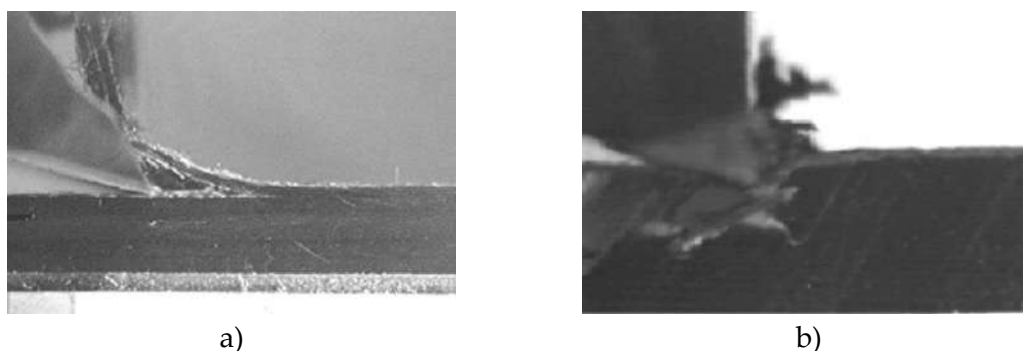


Figura 2.16. Orientación de fibra y el movimiento de corte. a)  $0^\circ$ . b)  $90^\circ$  [66].

Además del efecto sobre los parámetros de calidad, la orientación de las fibras con respecto al filo de la herramienta también juega un importante papel en las fuerzas de corte generadas durante el proceso de corte, siendo difícil de modelar debido a la complejidad de la formación de virutas.

Las investigaciones basadas en los mecanismos de corte ortogonal componen las bases de todas de las operaciones de mecanizado. Por ello, se han realizado grandes esfuerzos en comprender los mecanismos de corte que rigen este proceso sobre los materiales compuestos. Tomando estos mecanismos como base se pretende conocer mejor otros procesos convencionales de corte oblicuo, como el taladrado o el fresado.

En un estudio reciente, Lopresto et al. [67] realizaron ensayos de corte ortogonal con diferentes ángulos de fibra, encontrando que los mecanismos de formación de la viruta están claramente gobernados por la orientación de la fibra con respecto a la dirección de corte. En este trabajo se encontraron que con orientaciones entre  $0$  y  $30^\circ$  era posible obtener una formación de viruta que pudiera correlacionarse con las tendencias de fuerza, al mismo tiempo que se obtenía una buena calidad superficial. En orientaciones por encima de  $60^\circ$  aparecían daños que aumentaban al aumentar la orientación, apareciendo agrietamiento y fisuras que penetraban en la probeta. Los peores resultados se obtuvieron en la orientación a  $120^\circ$ . Estas investigaciones concluyen que este tipo de fallos dependen en mayor medida de la anisotropía intrínseca del material compuesto, más que del tipo de material que se utiliza como matriz o refuerzo.

En las investigaciones de Li et al. [68] y Agrawal et al. [69] se llegaron a conclusiones similares. En ambas se caracterizaron las deformaciones durante el corte ortogonal de CFRP, correlacionando los mecanismos de formación de viruta y las fuerzas de corte que se producían a diferentes orientaciones. En su estudio se encontró que los mecanismos de formación de la viruta dependían de la profundidad de corte y orientación de la fibra. También se concluyó que las fuerzas de corte dependían de la orientación y de la profundidad, pero eran independientes de la velocidad de corte.

En resumen, se puede decir que todos los autores coinciden en que aparecen diferentes mecanismos de corte es debido al carácter anisótropo del material, donde se ha identificado que el principal parámetro que gobierna el mecanismo de formación de la viruta y las fuerzas de corte es el ángulo de orientación entre la fibra y la dirección de corte. Por lo tanto, se encuentra que los ángulos más desfavorables originan la flexión de las fibras y desarrollan profundas grietas que se adentran en el material compuesto [67–70].

### ***2.1.2.3. Herramientas y parámetros de corte para el mecanizado de CFRP***

Como se ha comentado anteriormente, las propiedades que exhiben estos materiales dependen de las características, el contenido y la disposición de sus constituyentes (matriz y refuerzo). Debido a ello, durante el proceso de corte de estos componentes, la herramienta empleada se encontrará en contacto alternativo entre refuerzo y matriz, que será para el caso de estudio fibra de carbono y resina epoxídica.

El taladrado es probablemente el proceso de mecanizado que más atención ha recibido por parte de los investigadores, y esto es debido al amplio empleo en la industria para la realización de uniones mecánicas.

En el mecanizado de materiales compuestos, la fuerza axial será uno de los parámetros a controlar ya que tendrá un efecto directo sobre la delaminación. El parámetro con mayor influencia sobre la fuerza axial será la velocidad de avance y el desgaste de la herramienta, siendo prácticamente independiente de la velocidad de corte como mostró Khashaba [71]. Sin embargo, la velocidad sí tendrá un efecto sobre la temperatura que hay que controlar para no dañar el material compuesto.

En otras líneas de investigación se han empleado diversos tipos de herramientas con diferentes geometrías y de diferentes materiales y recubrimientos, realizado análisis exhaustivos de los defectos de delaminación al emplear diferentes geometrías de brocas. El ángulo de punta de la herramienta afecta directamente a la fuerza axial, por lo que mayores ángulos puede reducir sensiblemente la delaminación. Entre los diferentes tipos de brocas, se pueden encontrar las incluyen geometrías tradicionales de broca helicoidal, brocas especiales tipo vela, brocas de sierra, escalonada, o de dientes rectos, Figura 2.17 [61,65].

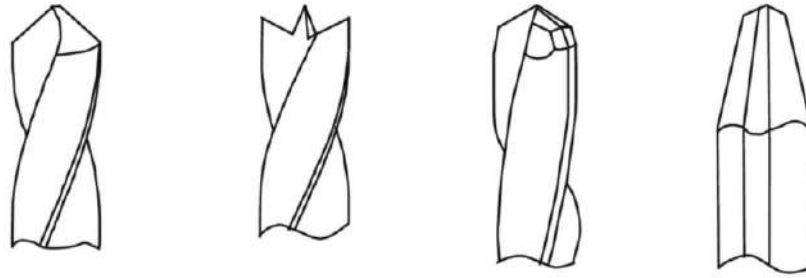


Figura 2.17. Diferentes diseños de broca para el taladrado de materiales compuestos.

La selección de la herramienta para el mecanizado de estos materiales se realiza en base a varios factores, entre los que se encuentran el tipo de fibra, estructura del refuerzo y ratio entre matriz y refuerzo, siendo las herramientas de metal duro, CBN (Nitruro de Boro Cúbico) y PCD (Diamante Policristalino) los materiales más empleados para su mecanizado, ya que poseen una alta dureza y alta conductividad térmica.

El empleo de recubrimientos de diamante sobre las herramientas de metal duro ha permitido aumentar la vida de la herramienta del orden de 10 a 12 veces las de las herramientas sin recubrimiento. Al mismo tiempo, permiten emplear velocidades de corte muy superiores, pasando de 56 m/min a 170 m/min.

#### 2.1.2.4. Mecanismos de desgaste en el mecanizado de CFRP

En el mecanizado de CFRP, la abrasividad de las fibras es la principal responsable del desgaste de las herramientas. Por lo tanto, será el mecanismo de desgaste abrasivo sufrido por la herramienta quién limitará la vida de las mismas, ya puede ocasionar daños en la integridad superficial de las piezas mecanizadas.

También se ha estudiado la tasa de desgaste de las herramientas, el rendimiento en términos de daño del material mecanizado, fuerza de empuje y par de torsión empleando brocas de alto rendimiento de carburo sinterizado en combinación con recubrimientos TiN y DLC [72], Figura 2.18. En este estudio se observó que los daños producidos por el taladrado se debieron principalmente al desprendimiento, astillamiento y agrietamiento de la matriz, donde los recubrimientos no redujeron ni el desgaste ni los daños sobre el material mecanizado.



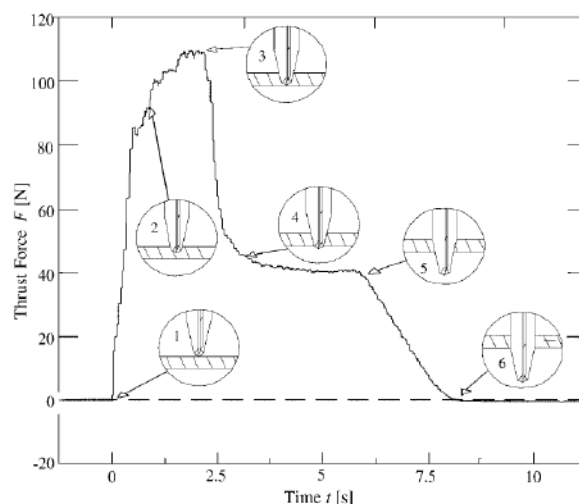


Figura 2.18. Variación típica de fuerza durante un operación de taladrado [72].

Sin embargo, en [73] se demostró que el desgaste de las herramientas está correlacionado con la fuerzas axial que se aplica al filo de corte. En el caso de herramientas sin recubrimiento, este desgaste sigue un crecimiento potencial, mientras que, en las herramientas con recubrimiento de diamante, la correlación es inicialmente lineal y pasa a ser potencial en las etapas finales, Figura 2.19. Con esta información se propuso un modelo de predicción basado en la carga axial para la predicción del desgaste. También se demostró que el recubrimiento de diamante en brocas de metal duro generaba una importante ventaja frente a las brocas sin recubrimiento, permitiendo obtener una vida útil de la herramienta de 10 a 12 veces superior para velocidades de corte tres veces superior.

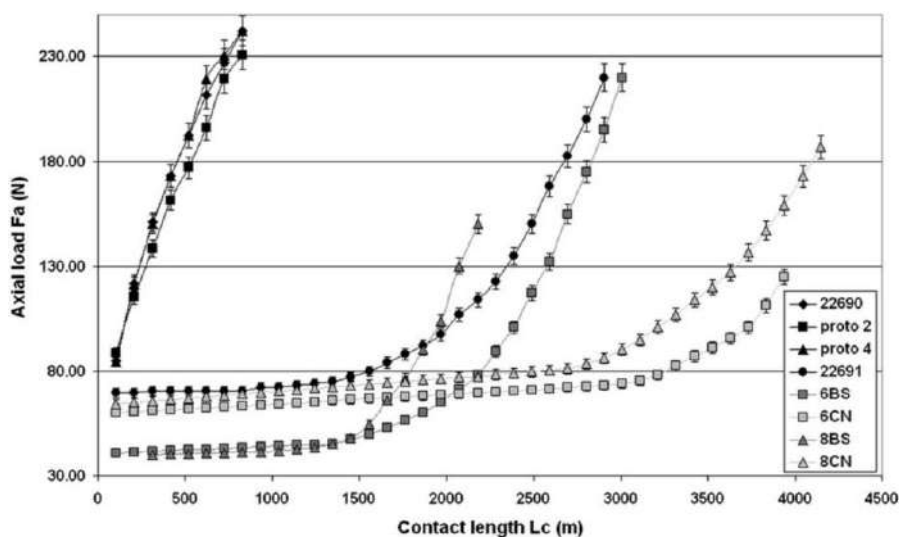


Figura 2.19. Comparación de fuerzas frente a la longitud de contactos en prototipos de herramientas sin recubrimiento y con recubrimiento [73].

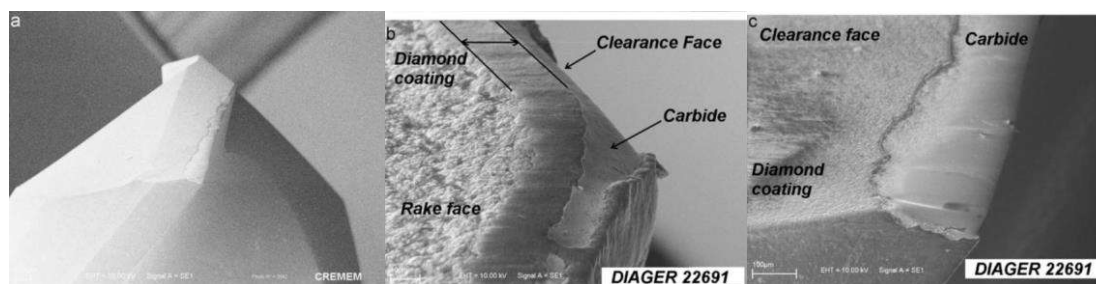


Figura 2.20. Desgaste del recubrimiento de diamante sobre la herramienta DIAGER 22691 después de 309 agujeros [73].

#### 2.1.2.5. Indicadores de calidad superficial y delaminaciones en el taladrado de CFRP

El proceso de taladrado ha sido ampliamente estudiado en numerosas investigaciones, ya se trata de un proceso de mecanizado muy extendido y empleado debido a la necesidad de utilizar sistemas mecánicos como el remachado para el ensamblaje de estos componentes. Como se ha indicado anteriormente, las principales dificultades se encuentran durante el mecanizado de CFRP son el rápido desgaste que sufren las herramientas y los daños en la integridad superficial de material mecanizado, donde en términos de calidad superficial se establecen criterios de rechazo para  $Ra > 3,2 \mu\text{m}$ .

Algunos autores apuntan a que un aumento de la velocidad de corte conduce a una reducción de fuerzas y mejor calidad superficial, sin embargo, también conlleva un aumento de la temperatura, donde la resina puede sufrir daños térmicos que pueden degradarla y conducir a pérdidas de resina localizadas sobre la pared del agujero [74–77].

En términos de calidad geométrica y dimensional, el agujero también se ve de nuevo influenciado por la anisotropía del material compuesto, donde debido a las compresión y torsión que sufren las fibras antes de ser cortadas conducen a un agujero elíptico, cuyo eje menor es inferior al diámetro deseado [75,78].

Por otro lado, entre los daños que se generan en estos materiales destaca principalmente la delaminación, que consiste en la separación de las capas de material. Esta separación es producida como consecuencia de la acción de una fuerza de determinada magnitud en combinación con una baja resistencia en la retención de grietas en la intercara de las láminas del material compuesto. Esta intercara está formada por la denominada matriz, que actúa de unión entre dos capas de material compuesto, mucho más débil que la fibra en cuanto a resistencia se refiere.

Las delaminaciones son el tipo de fallo más frecuente y afectan al funcionamiento laminar del material compuesto. Las delaminaciones se pueden formar como consecuencia de imperfecciones a la hora de procesar y obtener el material compuesto, por grietas producidas mediante fatiga debido impactos a baja velocidad, por concentración de esfuerzos en una región cercana a discontinuidades del material o los bordes del material, o debido a esfuerzos interlaminares demasiado elevados.

Al tratarse de materiales con un alto valor añadido, la delaminación como defecto característico requiere una especial atención. Particularizando en el proceso de taladrado, éste es uno de los principales defectos que se producen, y aunque pueden aparecer en zonas del interior del agujero, normalmente se producen en la entrada o salida del mismo. En función de si se originan en la entrada estas se suelen denominar como “break-in” y si se producen a la salida “break-out” [79,80].



Figura 2.21. Esquema de delaminación. a) En la entrada del agujero. b) En la salida del agujero.

La cuantificación de este defecto no es sencilla, y en la actualidad se pueden encontrar diferentes factores para determinar este defecto. Por un lado, se encuentra el factor de delaminación convencional “ $F_D$ ”, el cual es calculado a partir del ratio entre el máximo diámetro de la zona dañada y el diámetro nominal. Por otro lado, se encuentra el factor de delaminación equivalente “ $F_{ed}$ ”, calculado como relación entre el diámetro equivalente de la zona delaminada y el diámetro nominal. Por último, se encuentra el factor de delaminación alternativo “ $F_A$ ”, el cual está basado en el ratio entre el área delaminada y el área del agujero [81,82].

$$F_D = \frac{D_{nom}}{D_{max}} \quad (1)$$

$$F_{ed} = \frac{D_e}{D_{nom}} \quad (2)$$

$$D_e = \left\{ \frac{4(A_{del} + A_{nom})}{\pi} \right\}^{0.5} \quad (3)$$

$$F_A = \frac{A_{del} - A_{nom}}{A_{nom}} \% \quad (4)$$

Donde  $D_e$  es el diámetro equivalente,  $D_{nom}$  y  $D_{max}$  son los diámetros nominal y máximo del agujero deseado, y  $A_{nom}$  y  $A_{del}$  son las áreas nominal y delaminada, tal y como se refleja en la Figura 2.22.

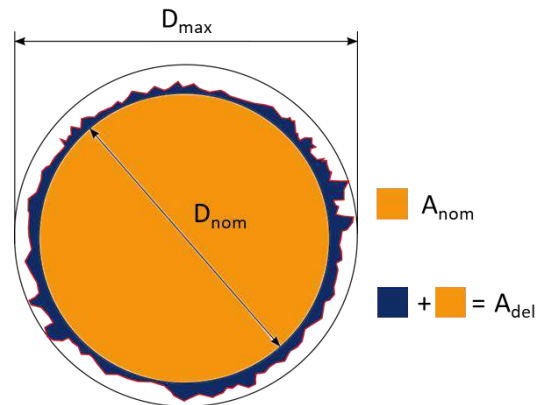


Figura 2.22. Esquema de zona delaminada en un agujero.

El parámetro  $F_D$  puede ser usado en aquellos casos en los que se tienen un daño regular alrededor del agujero, como suele ocurrir en el material compuesto de fibra de vidrio. Sin embargo, aunque el parámetro  $F_A$  se encuentra menos extendido debido a la dificultad de medición del área dañada, este parámetro es más recomendable en aquellos casos en los que el daño es irregular, como puede darse en la fibra de carbono con matriz polimérica [81].

Tsao y Hocheng [83] desarrollaron un enfoque analítico basado en la mecánica de la fractura elástica lineal para identificar la relación entre la longitud del filo transversal y el diámetro de la broca para lograr agujeros sin delaminación. Los resultados experimentales indicaron que la fuerza de empuje crítica se reduce con el agujero pre-perforado, mientras que el empuje de la perforación se reduce en gran medida al cancelar el efecto del filo transversal.

En [84] se llevó a cabo una metodología para la optimización de los parámetros de mecanizado manteniendo los requisitos de integridad superficial. Se observó que las tendencias de fuerza de empuje y los defectos por delaminación coincidían con las zonas de desgaste, generando agujeros de menor tamaño como consecuencia del desgaste de flanco de la herramienta.

Otras investigaciones centradas en la optimización de los parámetros del proceso manteniendo las exigencias de calidad, observaron que la velocidad de avance es el parámetro más influyente sobre la fuerza de corte, la delaminación a la salida y el diámetro final del agujero, donde bajas velocidades de avance reducen las fuerzas de corte y delaminación a la salida, mientras velocidades de avance altas generan agujeros con diámetros más cercanos al nominal. Por otro lado, la velocidad de corte es el parámetro que más influye sobre la circularidad del agujero. No se encontró una gran influencia entre este parámetro y la delaminación a la entrada, siendo ésta muy inferior comparada con la delaminación a la salida [85].

Phapele et al. [47] presentaron un estudio donde relacionaban los efectos de los parámetros de corte y la delaminación durante el proceso de taladrado de CFRP. Durante los ensayos se adquirieron los datos de fuerza y par para analizar los mecanismos de corte, formación y propagación de la delaminación, identificando los valores críticos de fuerza donde comienzan a producirse los daños. Observaron que la fuerza está fuertemente relacionada con los valores de velocidades de avance, probablemente debido al mayor

espesor de viruta que se genera. El factor de delaminación es función de ambos parámetros, encontrándose que el efecto de la velocidad de avance se amplifica al aumentar la velocidad de corte (Figura 2.23).

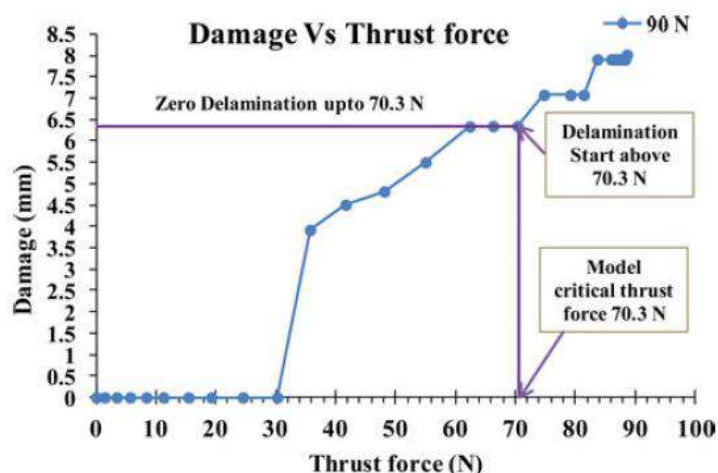


Figura 2.23. Gráfica de daño frente a la fuerza de corte [47].

Gaitonde et al. [86] estudiaron los efectos de los parámetros del proceso en la delaminación durante el taladrado de alta velocidad de CFRP. Los resultados mostraron una disminución de la delaminación con el aumento de la velocidad de corte. La combinación de bajas velocidades de avance y el ángulo de punta también es esencial para minimizar el factor de delaminación (Figura 2.24).

Como síntesis de lo mostrado anteriormente, se puede concluir que los mecanismos de corte en los materiales compuestos difieren en gran medida de los de las aleaciones metálicas. La anisotropía del material es una de sus principales características, donde la orientación de la fibra con respecto a la dirección de corte dominará los procesos de formación de la viruta.

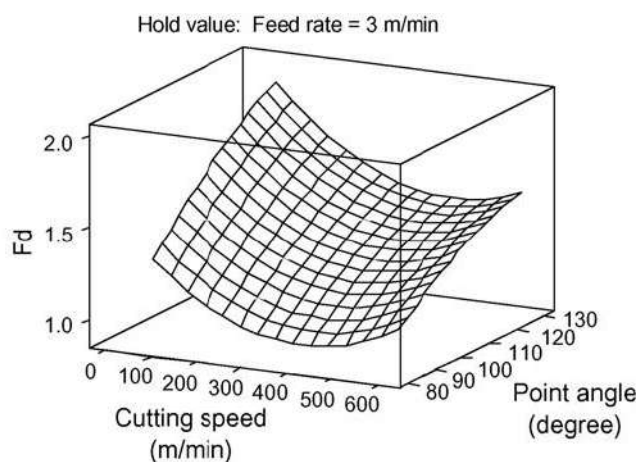


Figura 2.24 Efectos de interacción debidos a la velocidad de corte y ángulo de punta sobre el factor de delaminación

Todos los estudios de investigación destacan la abrasividad de la fibra como principal mecanismo de desgaste de las herramientas, donde los recubrimientos pueden

aportar una gran ventaja. Al mismo tiempo, se señala que los daños críticos como la delaminación a la entrada o salida del agujero, son debidos a las elevadas fuerzas de empuje, donde la velocidad de avance tiene una mayor influencia.

## **2.2. Problemática del mecanizado de stacks**

Como se ha mostrado en el capítulo anterior, el aumento del uso de materiales compuestos y aleaciones de Titanio en zonas estructurales de los aviones hace que cada vez sea más frecuente encontrar estos materiales formando apilados en estructuras híbridas, combinando sus propiedades físicas y mecánicas [82,87,88].

Durante las tareas de ensamblaje de estructuras aeronáuticas, los materiales deben ser sometidos a ciclos de taladrado previos al montaje final, donde la calidad de las uniones depende en gran medida de la calidad de los agujeros. Por este motivo, éstos están sometidos a unos estrictos requisitos dimensionales y geométricos.

Para la industria aeronáutica, la optimización del proceso de taladrado y remachado es un objetivo prioritario, donde las tendencias actuales buscan aumentar la eficiencia asegurando la calidad. Con el objetivo de reducir tiempos y eliminar errores de posición, las estructuras se taladran en una única operación, lo que supone un nuevo reto debido las diferentes propiedades mecánicas y térmicas de ambos materiales.

En estas circunstancias, mantener dichas tolerancias bajo control cuando la naturaleza de los materiales es diferente supone un verdadero reto. Entre la problemática de la operación destaca la dificultad de sujeción de los componentes, la aparición de vibraciones no deseadas transmitidas a través de los utillajes y los defectos de fabricación inherentes a los procesos/materiales que aparecen en la intercara del apilado. Así, durante el mecanizado de estructuras híbridas han de ser consideradas tres zonas o regiones diferentes: el material compuesto, la aleación metálica y la intercara entre ambos materiales.

En el caso del material compuesto, el principal defecto que debe controlarse es la delaminación, siendo mucho más acusado a la salida del agujero debido a las fuerzas de corte, y motivo de aproximadamente el 60% de los rechazos de las piezas en la industria aeronáutica [89]. Sin embargo, cuando se mecanizan stacks se tiene la posibilidad utilizar la aleación metálica como soporte, reduciendo significativamente este defecto, *Figura 2.25* [90].

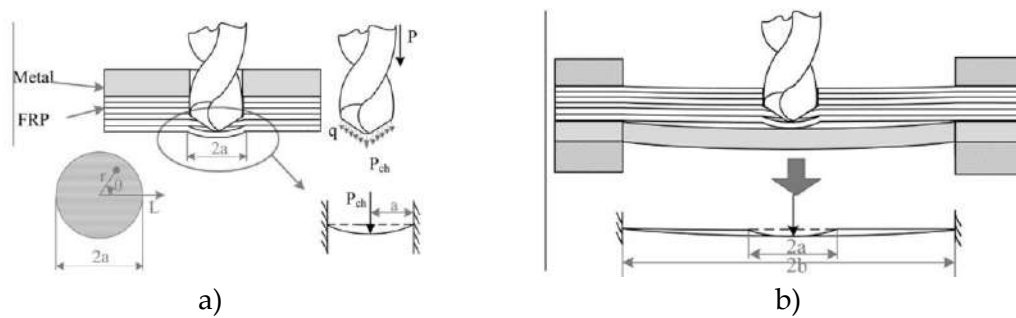


Figura 2.25. Representación esquemática de la delaminación al taladrar. a) Metal/CFRP. b) CFRP/Metal [90].

Para el caso de las aleaciones metálicas, y en concreto de las aleaciones de Titanio, los daños sobre el agujero tienen su origen en las altas temperaturas y fuerzas que se producen durante el proceso de corte. Entre los distintos defectos que pueden aparecer, la formación de rebaba a la salida del agujero es el defecto crítico, ya que su eliminación es imprescindible para el posterior ensamblaje de la pieza, y el hecho de encontrarse en la intercara requiere el desmontaje del apilado [91].

Al mismo tiempo, hay que tener en cuenta la relevancia y dificultad que la evacuación de calor y la viruta tiene en estos procesos. En este sentido, las virutas generadas durante el proceso de corte del Titanio pueden provocar daños sobre la superficie del material compuesto, y la acumulación de calor puede provocar la degradación de la matriz polimérica. En los casos de stacks CFRP/Ti, las virutas largas producen daños sobre la superficie del material compuesto, conduciendo a un mayor diámetro en el CFRP que en la aleación de Titanio (20 a 50  $\mu\text{m}$  de diferencia). En última instancia, la dificultad de evacuación de la viruta permite la acumulación de calor y acelera el desgaste de la herramienta, pudiendo llegar a la rotura de la misma [91]. De esta forma, se considera que en el taladrado de stacks CFRP/Ti, la velocidad de avance es el parámetro con mayor relevancia, al estar directamente relacionado con la fuerza axial y su influencia sobre la delaminación y formación de rebabas.

También hay que prestar atención a las inestabilidades que puedan surgir en la intercara entre los dos materiales. El hecho de que los mecanismos de corte sean diferentes en ambos, donde la característica anisotropía del material compuesto puede jugar un importante papel, pueden provocar la aparición de fuertes vibraciones en la herramienta, dando lugar a delaminaciones internas del compuesto.

El desgaste de las herramientas es también un factor de crucial importancia, donde los mecanismos de desgaste predominantes de cada material se encuentran interrelacionados, dificultando su análisis. En el caso del material compuesto, el corte intermitente, su elevada dureza y la baja conductividad térmica producen un predominante desgaste abrasivo de las caras de incidencia y desprendimiento, con un redondeo de los filos de corte. Por su parte, en la aleación de Titanio, la elevada temperatura en el contacto favorece los mecanismos de desgaste por adhesión y difusión,

con un acusado astillado de los filos de corte [73,91]. Por lo tanto, para mecanizar estos componentes juntos con éxito es necesario disponer de una herramienta de alta dureza y tenacidad, de elevada conductividad térmica y con un comportamiento químico lo más inerte posible.

En este sentido, se ha estudiado el empleo de herramientas de metal duro con y sin recubrimiento, así como herramientas de PCD. Sousia [92] observó cómo los recubrimientos de TiN, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> y Ti[C,N] proporcionan resultados deficientes ya que su baja conductividad térmica es una barrera para la evacuación del calor generado en el corte. Por otro lado, Fujiwara [93] determina que los recubrimientos tipo TiAlCr/TiSi son los más apropiados para estas aplicaciones. No obstante, los mejores resultados se obtienen empleando herramientas de PCD o recubiertas con diamante.

La introducción de fluidos de corte aporta numerosas ventajas. Sin embargo, introduce la necesidad del desmontaje de la estructura para la limpieza de la intercara, imposibilitando la implantación de técnicas OWA. En este entorno, los problemas asociados a la aleación de Titanio son los más difíciles de evitar, exigiendo una solución de compromiso.

Es en este punto, donde el estudio de alternativas y nuevas técnicas de taladrado se hace imprescindible para alcanzar los objetivos, donde nuevas estrategias como el peck drilling, el taladrado asistido por vibraciones o el fresado helicoidal, intentan dar respuesta a estos problemas.

### 2.3. Fresado helicoidal

Durante la revisión bibliográfica se ha podido observar que no existe un consenso generalizado a la hora de denominar a esta estrategia de mecanizado. Así, se puede encontrar como mecanizado en rampa circular, taladrado orbital y fresado helicoidal. A las operaciones destinadas a la obtención de agujeros se las denomina operaciones de taladrado, siendo este el origen de unas formas más comunes de llamar a esta estrategia como “taladrado orbital” (*orbital drilling*), y que se empleó inicialmente en el título de esta investigación. Sin embargo, durante la realización del mismo, se ha entendido que el nombre de “fresado helicoidal” (*helical milling*) define mejor el proceso que se realiza, siendo por tanto ésta última la que se emplea a lo largo del documento.

En el fresado helicoidal, los agujeros se consiguen a través la combinación del movimiento de rotación de la herramienta, junto con su traslación a lo largo de una trayectoria helicoidal, *Figura 2.26*.





Figura 2.26. Representación del proceso fresado helicoidal.

El fresado helicoidal como estrategia de mecanizado para la obtención de agujeros no es algo novedoso. En la actualidad se emplea en mucha menor medida que el taladrado axial, probablemente motivado por la necesidad de mayores tiempos de proceso y equipamiento más sofisticado. Sin embargo, en los últimos años el interés por esta estrategia de mecanizado ha aumentado debido a que aporta múltiples ventajas competitivas que se encuentran alineadas con los objetivos de la evolución actual del mercado.

Es por ello que, en este apartado, se detalla en profundidad las características del proceso, especialmente en su aplicación a los materiales objeto de estudio en esta memoria.

### ***2.3.1. Comparativa del fresado helicoidal vs taladrado axial. Ventajas e inconvenientes***

Entre las ventajas del fresado helicoidal se encuentra la flexibilidad del proceso, que permite obtener diferentes diámetros de agujeros e incluso diferentes geometrías, sin necesidad de realizar cambios de herramienta.

Con el empleo de estrategias de fresado helicoidal se puede lograr realizar agujeros con una relación diámetro de herramienta/diámetro del agujero entre un 55% y 90% [94]. Al mismo tiempo, permite reducir considerablemente los stocks de herramientas, suprimiendo los cambios de herramientas si se desean obtener diferentes diámetros de agujero, o incluso la necesidad de utilización de diferentes herramientas en distintas etapas para la obtención agujeros cuando son de mayor tamaño, o donde se exigen altas calidades [95]. Estos son algunos de los motivos que posicionan actualmente esta estrategia como la mejor alternativa para el mecanizado de agujeros de gran tamaño, donde los procesos de taladrado axiales requieren de costosas herramientas de gran diámetro, aplicadas en etapas secuenciales hasta alcanzar el diámetro final [96]. No obstante, es destacable que esta estrategia de mecanizado es también extrapolable al taladrado de diámetros pequeños, inferiores a 10 mm, campo que no ha sido suficientemente analizado en la actualidad.

Desde el punto de vista funcional, es sabido que las propiedades que exhiben los componentes en servicio se encuentran altamente influenciadas por los procesos empleados en su fabricación. Esto es debido al impacto que éstos tienen sobre la integridad superficial de los componentes. En este sentido, la resistencia a la fatiga es una de las propiedades más importantes, y donde las tensiones residuales juegan un importante papel.

El efecto que tiene la estrategia de fresado helicoidal sobre las tensiones residuales y la vida a fatiga del componente mecanizado se encuentra entre los factores que ha lastrado el empleo de esta tecnología. Deiter, en su trabajo [97] concluye que las operaciones realizadas con esta estrategia muestran un descenso significativo de la vida a fatiga en comparación con el taladrado axial, señalando como posible fuente del descenso de rendimiento a las tensiones residuales.

Sin embargo, estudios recientes han logrado demostrar que la influencia del proceso de fresado helicoidal en la generación de tensiones residuales y su efecto sobre la vida a fatiga del producto, no solo no es tan perjudicial como se pensaba, sino que puede resultar incluso beneficiosa induciendo las llamadas tensiones “buenas” (tensiones a compresión), y dando como resultado mejor comportamiento en ensayos a fatiga.

En este sentido, Sun compara en sus investigaciones [98,99], entre otras características, las tensiones residuales y la vida a fatiga generadas por procesos de taladrado axial, frente a las inducidas por estrategias de fresado helicoidal, concluyendo que los elementos mecanizados con fresado helicoidal mostraron una mayor vida a fatiga (Figura 2.27). Por otro lado, Jiang [32] y Ruihu Zhou [100] han realizado modelo analíticos para predecir las tensiones residuales inducidas por el fresado helicoidal, encontrando una buena relación entre los modelos teóricos y los resultados experimentales, y en cuyos resultados se obtienen en todos los casos tensiones de compresión (Figura 2.27).

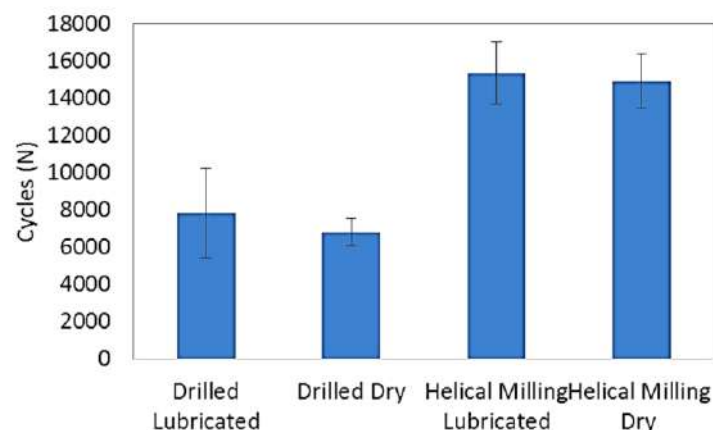


Figura 2.27. Comparación del número de ciclos hasta el fallo para diferentes procesos de taladrado [98].

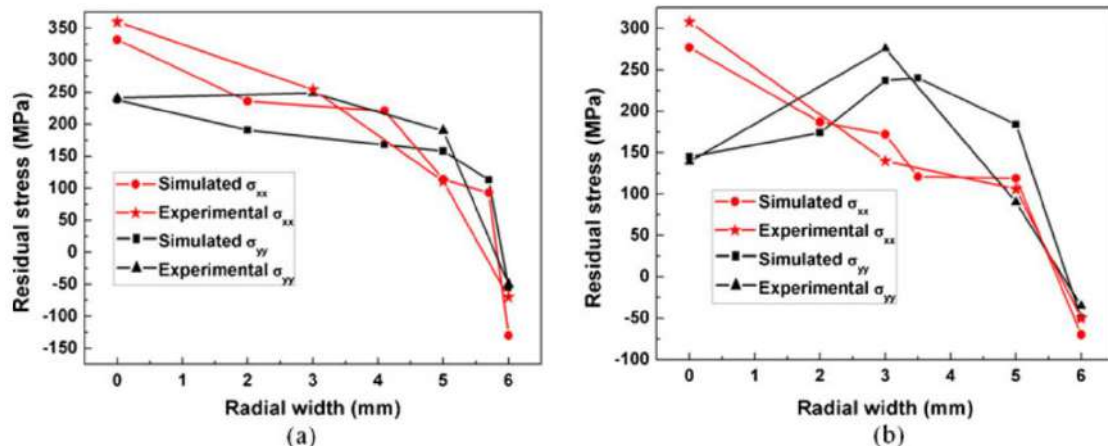


Figura 2.28. Distribución de tensiones residuales en la dirección del avance de la herramienta y la vertical para a) velocidad de avance de 0.2 mm/diente; b) velocidad de avance de 0.05 mm/diente [32].

Hay que recordar que la evacuación de la viruta siempre supone un problema adicional cuando se trata de realizar operaciones de taladrado, y donde la cinemática del fresado orbital aporta una evidente ventaja. Como se ha mostrado en el capítulo previo, los problemas asociados al uso de refrigerantes han generado un movimiento en la búsqueda de tecnologías más limpias y eco-eficientes. En este sentido, la cinemática del proceso de fresado helicoidal mejora la eficiencia de aspectos como la evacuación de la viruta y calor, generando espacios que facilitan el uso de otro tipo de sistemas de lubricación externos, menos agresivos con el medio ambiente, e incluso abriendo la puerta a la supresión total del empleo de fluidos corte (dry machining) [16,101].

Por otro lado, las fuerzas axiales que se producen durante el mecanizado (perpendicular al plano de trabajo) son sensiblemente menores en comparación con las del taladrado axial. Este es un factor de crucial importancia en la formación de rebabas en el caso de los materiales metálicos y delaminaciones en los materiales compuestos, y que, como se ha comentado anteriormente, generan la necesidad de realizar operaciones de desbarbado y limpieza, difícilmente automatizables y con un importante impacto económico del proceso.

Aunque el proceso de taladrado mediante estrategias de fresado helicoidal emplean trayectorias y herramientas diferentes a las operaciones de taladrado axial, los mecanismos de formación de rebaba son muy similares. Debido a la trayectoria que sigue la herramienta durante el fresado helicoidal, ésta alcanzará la salida del material por un lateral, para posteriormente continuar el corte de la última capa siguiendo una trayectoria por el borde del agujero, como pueden observarse en la Figura 2.29. La trayectoria de la herramienta junto con los menores esfuerzos axiales son los principales motivos por los que la formación de rebaba en el fresado helicoidal es sensiblemente menor que en el taladrado convencional [33,59].

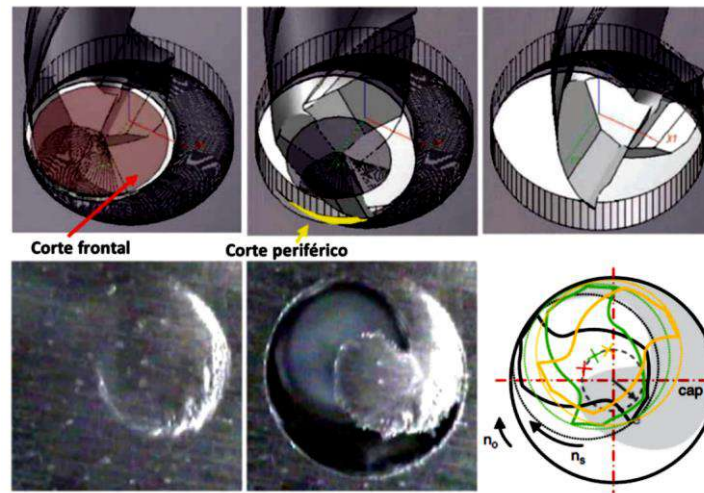


Figura 2.29. Zonas de corte axial y periférico en la salida del agujero por parte de la herramienta.

En 2009, Brinksmeier [46] estudió la influencia de los parámetros de mecanizado en el fresado helicoidal sobre la formación de rebaba, determinando que un aumento de la fuerza de corte y la velocidad de avance fomenta la aparición de rebabas.

Al mismo tiempo, estas características contribuyen a reducir los defectos de delaminación y daño térmico que se producen al taladrar materiales compuestos. En [102,103] se presenta una comparación entre los procesos de taladrado axial y fresado helicoidal. En estos estudios se emplearon herramientas con recubrimiento de diamante para el mecanizado sobre piezas de CFRP unidireccionales. Principalmente se centraron en los daños de la pieza, el desgaste de las herramientas, las variaciones de diámetro final del agujero y tiempo de ciclo. El taladrado orbital, como lo define en el estudio, consiguió generar una mejor calidad en los agujeros, generando menores esfuerzos de corte (Figura 2.30). En contrapartida, este proceso requería una máquina herramienta más compleja y dinámica, y mayores tiempos de proceso. Comparando las fuerzas axiales, el taladrado axial genera fuerzas hasta tres veces mayores que el taladrado orbital. Además, tras un desgaste inicial de la fresa, las fuerzas de corte se estabilizan y permanecen casi constantes. Esto se traduce en una reducción significativa de los daños a la salida y superficie del agujero (grietas en las fibras, desprendimiento y flexión), pero el tiempo de proceso es el doble que el del taladrado axial.

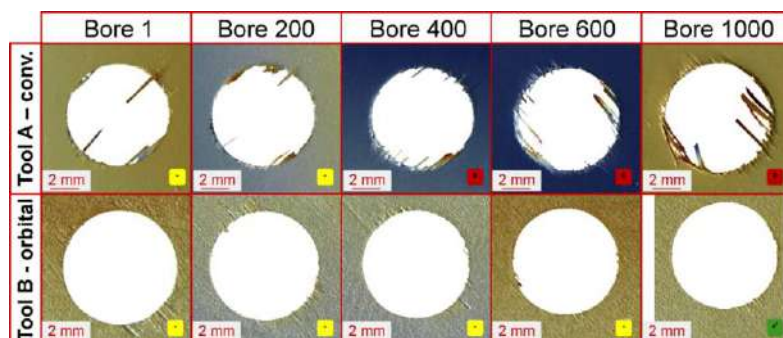


Figura 2.30. Imágenes de microscopio de la salida de los agujeros.

En gran parte de la bibliografía consultada, el principal parámetro que se estudia para la identificación de las delaminaciones es la fuerza axial generada durante el mecanizado, intentando optimizarse a partir de los parámetros de mecanizado velocidades de corte y avance [104–107]. En el estudio realizado por Qin [104], se observa que el factor de delaminación aumenta para velocidades de corte bajas y velocidades de avances axiales altos, encontrando configuraciones de parámetros que permiten la obtención de agujeros con bajos valores de delaminación (Figura 2.31). Según observa Qin, el factor de delaminación sufre un ascenso proporcional al incremento del paso de la hélice.

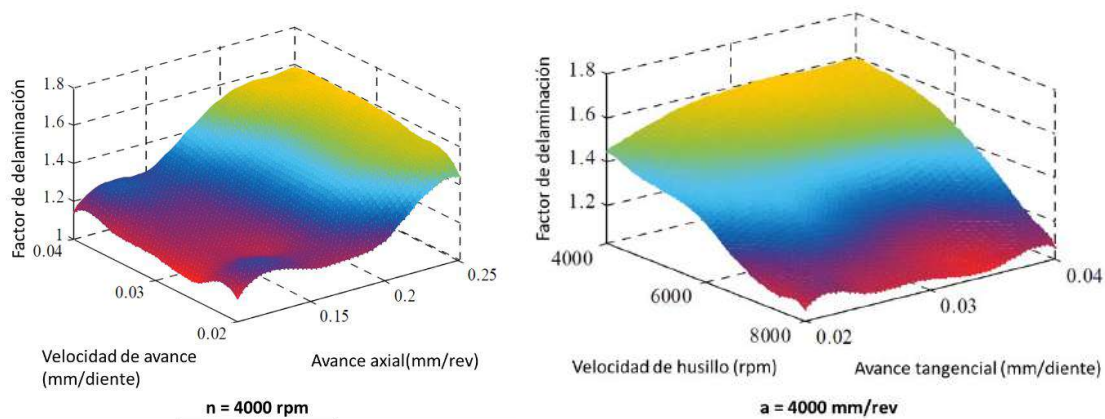


Figura 2.31. Efectos de los parámetros de mecanizado frente al factor de delaminación en fresado helicoidal.

El defecto de delaminación, al igual que ocurre con el resto, comienza a ser más acusado con el aumento del desgaste de la herramienta. Cuando comienza a aparecer un desgaste pronunciado, las delaminaciones comienzan a aparecer en aquellas zonas donde las direcciones de las fibras son más desfavorables.

Como puede deducirse de lo anteriormente expuesto, es la cinemática del proceso la que aporta la mayoría de las ventajas, siendo por tanto un apartado que debe analizarse con especial detenimiento. Para poder ver las ventajas que aporta esta estrategia, en los siguientes puntos se realizará un análisis exhaustivo de la cinemática del fresado helicoidal.

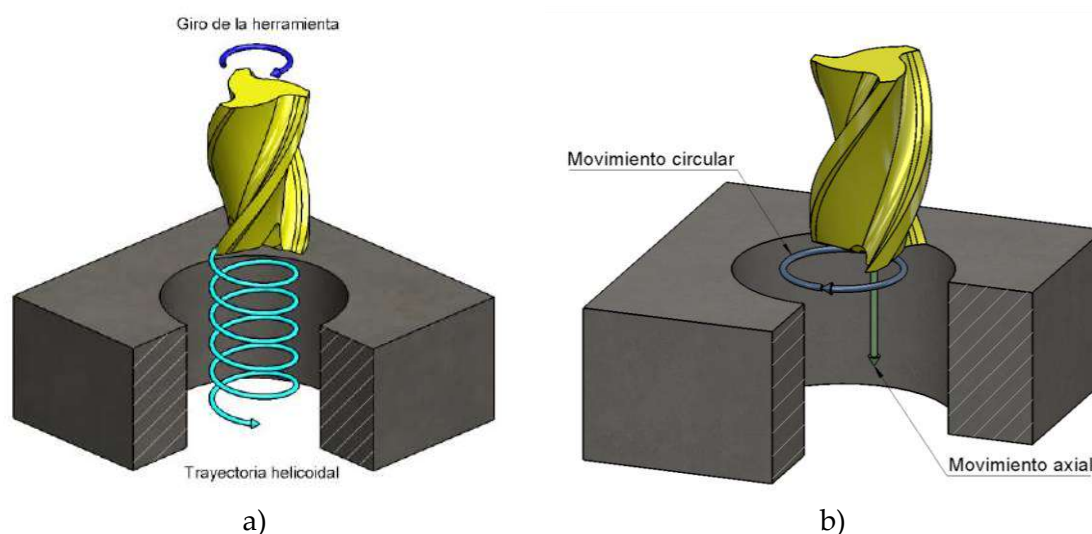
### 2.3.2. Variables cinemáticas del proceso de fresado helicoidal

El estudio cinemático del proceso ha sido abordado por diferentes autores en varios estudios de especial relevancia. En ellos se constata que la amplitud de los parámetros necesarios para definir el proceso, junto la variabilidad de formas de definirlos y las diferentes nomenclaturas generan un foco de problemas a la hora de la elección, definición, comprensión, estudio, comparación y aplicación de cálculos. Ya en la revisión realizada por Pereira [108], se menciona la amplia nomenclatura que se encuentra en la literatura y la necesidad de una unificación que facilite la comprensión y agilice la aplicación de cálculos.

Por otro lado, no es difícil entender que un parámetro pueda quedar totalmente definido a partir de diferentes variables, pero la homogenización de la nomenclatura y elección de la definición de estos parámetros ayudaría en gran medida a facilitar la comprensión y comparación entre los diferentes estudios. Por lo tanto, la normalización de esto podría evitar la necesidad de realizar cálculos improductivos, errores de definición por falta de información, confusión entre los parámetros, etc.

En concordancia con lo anteriormente expuesto, hay que destacar que en muchas de las investigaciones relacionadas con este proceso, la amplitud de parámetros que definen los diferentes movimientos hace necesario la generación de un glosario al inicio del documento que facilite la comprensión del lector [109–113]. Al mismo tiempo, la unificación de la designación de los parámetros entre los diferentes autores es algo que se hace necesario para el fácil entendimiento de los investigadores interesados.

Analizando la trayectoria, en el fresado helicoidal los agujeros se consiguen a través la combinación del movimiento de rotación de la herramienta, junto con su traslación a lo largo de una trayectoria helicoidal, tal y como se representa en la *Figura 2.32 a)*. A su vez, el movimiento de la herramienta sobre la trayectoria helicoidal (traslación) es un movimiento relativo entre la herramienta y la pieza que puede descomponer en dos: Un movimiento de circular sobre el plano de trabajo y un movimiento axial perpendicular al mismo, generando los movimientos de avance tangencial y axial (*Figura 2.32 b)*).



*Figura 2.32. a) Movimiento de fresado helicoidal. B) Descomposición del movimiento helicoidal.*

Estos movimientos determinarán las condiciones de contacto entre herramienta y pieza a mecanizar. En los siguientes apartados se analizan las diferentes formas en que se definen los parámetros cinemáticos del proceso en la literatura consultada.

### **2.3.2.1. Velocidad de corte**

La velocidad de corte es uno de los parámetros más importantes en cualquier proceso de mecanizado, ya que tiene una influencia directa sobre la temperatura que se

produce durante el corte y, por tanto, mantiene una estrecha relación con el desgaste de la herramienta.

Independientemente de si el tema de estudio es torneado, fresado, taladrado, etc., las unidades en que se suele aportar este dato en la literatura consultada son metros por minuto (m/min), siendo  $V_c$  la nomenclatura utilizada para la definición de este parámetro en la mayoría de los casos.

A pesar de esto, dentro de la literatura dedicada al fresado helicoidal, la velocidad de corte se puede encontrar expresada de dos formas distintas. Por un lado, la ya comentada, en metros por minutos ( $V_c$ ), tal y como aparece en [22,33,59,98,114–118]. Como segunda opción, la velocidad de corte puede calcularse aportando la velocidad de rotación del husillo junto con el diámetro de la herramienta a partir de las siguientes expresiones:

$$V_c = \frac{\pi \cdot D_t \cdot n}{1000} \quad (5)$$

$$n = \frac{V_c \cdot 1000}{\pi \cdot D_t} \quad (6)$$

Donde  $V_c$  es la velocidad de corte expresada en m/min,  $D_t$  el diámetro de la herramienta en mm y  $n$  es el número de revoluciones por minuto del husillo (rev/min).

Algunos autores optan por completar la información aportando ambos datos, velocidad de corte y velocidad de rotación del husillo, como ocurre en [111]. En otras ocasiones, la ausencia de información referente a la herramienta (en este caso el diámetro), impide la realización del cambio. Por este motivo se considera importante aportar los datos referentes a la herramienta ya que pueden ser necesario si se desea realizar el cambio de unidades, además de completar la información del ensayo realizado. En la Tabla 2.5 se muestran los valores y la forma en la que se aportan estos datos en los diferentes estudios y fuentes consultadas para el fresado helicoidal de aleaciones de Titanio.

Por otro lado, la forma más extendida de denominar la velocidad de rotación del husillo es  $n$  y cuyas unidades son revoluciones por minuto (rev/min) tal y como aparece en [119–123]. Sin embargo, la nomenclatura empleada para la definición del diámetro de la herramienta, agujero o trayectoria helicoidal varía dependiendo del autor. Es frecuente encontrar el diámetro de la herramienta como  $D_c$  (diámetro de corte), muy empleado en los catálogos de herramientas [124,125], también se puede encontrar como  $D_w$  [126] o  $D_{wz}$  [105]. La nomenclatura más extensamente utilizada para la definición del diámetro de la herramienta es  $D_t$ , por sus siglas en inglés (*tool diameter*) [31,98,108,111,127]. Por último, el diámetro de la herramienta podemos encontrarlo expresado en radio, como aparece en [115,123,128] a través de la nomenclatura  $r$  en los dos primeros casos y  $R_t$  en para el último. En la Tabla 2.6 se muestra la nomenclatura utilizada en los artículos de investigación para designar la velocidad de corte y los parámetros relacionados, donde se pueden observar las gran diferencia y variabilidad mencionada anteriormente.

**Tabla 2.5.** Valores y forma en la que se aportan los datos de Velocidad de corte en las publicaciones consultadas.

Referencia	$D_t$	"V <sub>c</sub> " (m/min)				Spindle speed "n" (rev/min)					
Zhao (2015) [114]	6	66				3.501					
H Li (2014) [33]	6	120	100	80	60	6.366	5.305	4.244			
Denkena (2016) [129]	8	20				796					
Urbicain (2009) [130]	-	100				-					
Qin (2012) [131]	7	70	90			3.183	4.093				
Olvera (2012) [59]	7	100				4.547					
Rey (2016) [115]	9	30				1.061					
Sun (2016) [132]	6	66				3.500					
Fernández (2015) [133]	6	24	49	65	73	98	1.299	2.599	3.465	3.898	5.199
Wang (2016) [134]	7	88				4.000					
Zhou (2017) [135]	10	63	79	94		2.000	2.500	3.000			
Liu (2014) [136]	6	62	74			3.300	3.900				
Quin (2014) [137]	6	57				3.000					
Ji (2015) [138]	6	28	38	47	57	1.500	2000	2.500	3.000		
Qin (2012) [139]	6	47	57	75	94	2.500	3.000	4.000	5.000		

Azul → Dato aportado en el estudio, Naranja → Dato calculado

**Tabla 2.6.** Nomenclatura y unidades de diferentes utilizados para la definición de velocidad de corte y parámetros relacionados.

Referencia	Velocidad de corte (m/min)	Velocidad del husillo (rev/min)	Diámetro/Radio de herramienta (mm)
Pereira (2017) [108]	$V_c$	n	$D_t$
Brinksmeier (2008) [140]	$V_c$		$D_w$
Ji (2015) [138]		$V_c$	
Qin (2012) [139]			N
He (2015) [127]		n	$D_t$
Denkena (2008) [105]	vc	n	$D_{Wz}$
Zhou (2016-2017) [31,135]		$N_{rot}$	Dt
Olvera (2012) [59]	$v_c$		
Sun (2016) [132]		n	$D_t$
Wang (2015) [128]	v	n	r
Rey (2016) [115]	$v_c$	N	Rt
Walter tools	$V_c$	n	$D_c$
Sandvik Coromant	$v_c$	n	DC

### 2.3.2.2. Velocidades de avance

Como ha sido comentado anteriormente, la velocidad de avance en el fresado orbital se descompone en una velocidad de avance tangencial y una velocidad de avance axial (Figura 2.33), y así es como Brinksmeier lo describe en su trabajo [126]. De esta forma se puede diferenciar el proceso de fresado con los filos de corte longitudinales y el proceso



de taladrado con los filos de corte frontales. Por este mismo motivo es recomendable tratar de estudiar de forma independiente ambas velocidades de avance.

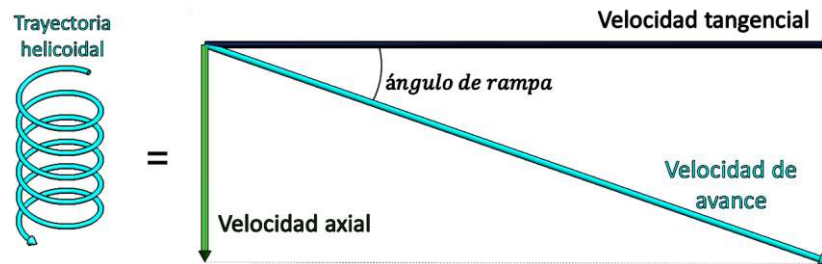


Figura 2.33. Descomposición de la velocidad de avance.

Una vez realizada la descomposición del movimiento, es muy importante definir las unidades con las que se va a trabajar. La elección de estas unidades juega un papel fundamental debido a que, la elección de la definición de este parámetro y sus unidades podría dificultar o incluso imposibilitar la comparación de resultados entre diferentes estudios, como se mostrará más adelante.

### Velocidad de avance tangencial

Antes de abordar este parámetro, es importante diferenciar la velocidad de movimiento tangencial y la velocidad periférica. De no realizarse tal diferenciación, como ocurre en muchos estudios, puede dar lugar a confusión y deja espacio a una incorrecta interpretación. En la Figura 2.34 se representan las velocidades tangencial y periférica de la herramienta en su movimiento de traslación. Ambas velocidades están relacionadas a partir del diámetro de la herramienta y el diámetro del agujero, a través de la siguiente ecuación:

$$V_{fht} = \frac{V_{ft} \cdot (D_b - D_t)}{D_b} \quad (7)$$

Donde  $V_{fht}$  es la velocidad tangencial (centro de la herramienta),  $V_{ft}$  es la velocidad periférica,  $D_b$  el diámetro del agujero, y  $D_t$  el diámetro de la herramienta.

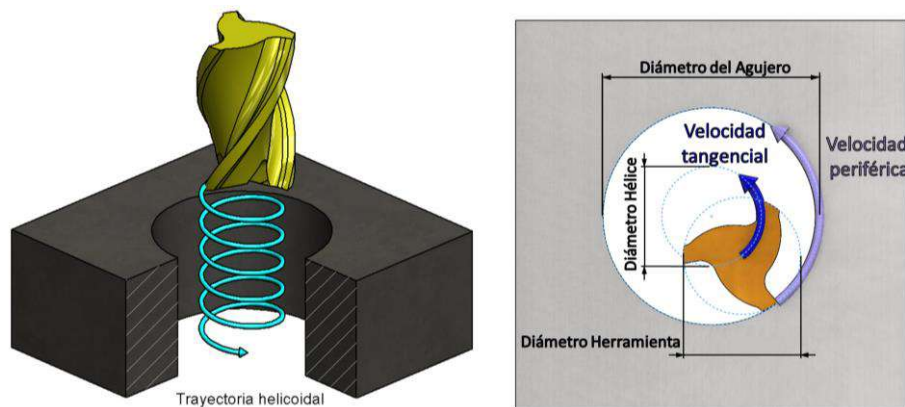


Figura 2.34. Representación de las velocidades de avance tangencial y periférica.

En cuanto a las unidades, en fresado la forma más común de programar los equipos de mecanizado es definir la velocidad de avance en mm/min. Sin embargo, la forma más extensamente utilizada en la literatura consultada para definir el parámetro de velocidad de avance es expresarlo en mm/diente (filo de corte de la herramienta) [33,114–120,123,141]. También se puede encontrar expresado en mm/rev de la herramienta, como ocurre en [22,98], encontrándose ambas formas directamente relacionados a través de la expresión (8) a partir del número de dientes de la herramienta ( $z$ ). El número de dientes o filos de corte es un parámetro constante que se recomienda aportar ya que, como ocurre en [117,118,120], la ausencia de esta información imposibilita el cambio de unidades.

$$V_{fht} \left[ \frac{mm}{rev} \right] = V_{fht} \left[ \frac{mm}{diente} \right] \cdot n \cdot z \quad (8)$$

Partiendo de la información consultada en los trabajos [105,126], donde se describe con detalle este parámetro, el avance por diente debería estar referido al perímetro del agujero, es decir, relacionado con la velocidad periférica. Es así como Denkena et al. lo definen y representan en sus estudios [105] (Figura 2.35), coincidiendo también con la información que algunos de los principales fabricantes de herramientas facilitan (Walter y Sandvik). Sin embargo, no siempre se describe con detalle este parámetro, y la falta de claridad en algunas investigaciones puede dar lugar a duda, confusión y cálculos erróneos.

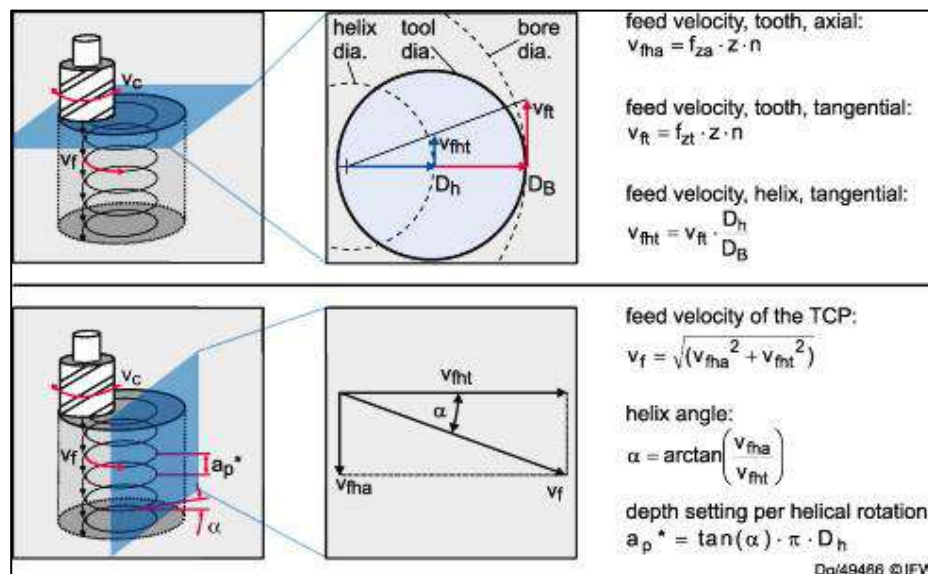


Figura 2.35. Cálculos de los parámetros más relevantes para el proceso de fresado helicoidal[105]

Llegados a este punto, entra en juego una fase clave adicional derivada de la necesidad de realizar ensayos experimentales, la programación en equipos CNC. Un enfoque diferente sería tener en cuenta que todo esto es necesario programarlo en el control CNC y por tanto parece interesante aportar los datos que nos facilite esta labor (como la aportación de las unidades y magnitudes solicitadas durante la programación) permitiendo inequívocamente la reproducibilidad de los ensayos.

Continuando con lo anterior, en estos casos la velocidad de avance siempre hace referencia al centro de la herramienta, sea cual sea su trayectoria (salvo en los casos donde se utilicen ciclos específicos propios del software o compensaciones de radio de herramienta, en cuyo caso sería necesario comprobar cómo se realiza la interpretación del mismo). Esto quiere decir que en este apartado únicamente será necesario definir la velocidad de avance sobre la trayectoria helicoidal. De aquí surge una duda, más aún cuando la información es escasa o insuficiente, no permitiendo realizar las comprobaciones oportunas. El cambio de este parámetro a mm/min es inmediato si se conoce la velocidad de rotación del husillo, o en su defecto, la velocidad de corte y el diámetro de la herramienta.

$$V_{ft} \left[ \frac{mm}{min} \right] = f_{zt} \left[ \frac{mm}{diente} \right] \cdot z \cdot n \left[ \frac{rev}{min} \right] \quad (9)$$

Donde  $f_{zt}$  es la velocidad de avance tangencial por diente expresada en mm/diente.

Aunque menos habitual, al revisar las investigaciones dedicadas al fresado helicoidal también se puede encontrar este parámetro definido como velocidad de rotación orbital ( $V_n$ ) y expresada en mm/min, como en [121,122], entendiéndose como una velocidad de avance del centro de la herramienta sobre la trayectoria helicoidal, y fácilmente confundible con la velocidad periférica al expresarse en las mismas unidades.

Otra forma de definir la velocidad de avance orbital sería a través de las revoluciones por minuto sobre su trayectoria. Es decir, la velocidad de traslación de la herramienta sobre su trayectoria helicoidal expresada en rev/min. Adicionalmente a todo lo anterior, Zhou [111] propone y define un parámetro que representa el ratio entre velocidad de giro del husillo y las revoluciones orbitales ( $R_{sr}$ ). Esta forma de expresar el parámetro de velocidad tangencial se encuentra directamente relacionado con las anteriores a través del diámetro de la trayectoria helicoidal (por lo que debería facilitarse este valor de forma directa, o indirecta a través del diámetro de agujero y herramienta).

Si se expresa de esta última forma, existe el inconveniente de que se dificulta la comparación con otros estudios, ya que para cada velocidad de husillo existen tantas velocidades de avance (definidas en mm/min, o revoluciones orbitales por minuto) como relaciones se quieran estudiar.

En la Tabla 2.7 y Tabla 2.8 se muestran los valores y unidades de este parámetro en la bibliografía consultada para fresado helicoidal de aleaciones de Titanio.

Como se ha mostrado anteriormente, se pueden utilizar las mismas unidades para ambas velocidades (tangencial y periférica) y que, al mismo tiempo pretenden definir el mismo movimiento, por tanto, queda expuesta la necesidad definir con claridad ¿qué? y ¿cómo? se aporta la información para así diferenciar sin posibilidad de error la velocidad del centro de la herramienta y la velocidad de avance periférica o en el contorno.

**Tabla 2.7.** Valores y forma en la que se aportan los datos de velocidad de avance tangencial en las publicaciones consultadas.

Referencia	N° fillos	mm/diente				mm/rev			
Olvera (2012) [59]	2	0,07				0,14			
H Li (2014) [33]	4	0,04				0,16			
Zhao (2015) [114]	4	0,04				0,16			
Rey (2016) [115]	3	0,04				0,12			
Denkena 2011[142]	2	0,07				0,14			
Qin (2012) [131]	-	0,05	0,08			-	-		
Urbicain 2009 [130]	-	0,07				-			
Liu (2014) [136]	4	0,04				0,16			
Qin (2012) [139]	-	0,03	0,04	0,05	0,06	-	-	-	-
Wang (2016) [134]	4	0,04				0,16			
Fernández (2015) [133]	2	0,025	0,0375	0,05		0,05	0,075	0,1	
Sun (2016) [132]	4	0,01				0,04			

**Tabla 2.8.** Valores y forma en la que se aportan los datos de velocidad de avance tangencial en las publicaciones consultada.

Referencia	D <sub>h</sub>	mm/min				rev/min				Relación husillo/hélice			
Ji (2015) [138]	4	200	240	280	320	16	19	22	25				
Qin (2014) [137]	-	480				-							
Zhou (2017) [135]	5					150	125	100	75635042	33	20	40	60

Por otro lado, es decisivo para alcanzar los objetivos que se propongan en las investigaciones, el seleccionar con cuidado la forma de definir estas variables, ya que entre ellas se relacionan a través de parámetros no constantes. Es decir, la relación entre las diferentes formas de expresar la velocidad de avance es a través de las revoluciones por minuto del husillo, que en la mayoría de los casos no es un parámetro fijo. Por ejemplo, si se estudia este parámetro definiendo sus unidades en mm/rev, se obtendrá una velocidad de avance en mm/min diferente por cada velocidad de corte. Del mismo modo, si se define en mm/min, lo que ocurre es que al variar las revoluciones del husillo manteniendo constante este parámetro aparecen diferentes avances al expresarlos en mm/diente.

Lo expuesto anteriormente muestra una dificultad añadida al tratar las conclusiones aportadas por diferentes trabajos, poniendo en evidencia la importancia de una clara y adecuada elección de estos parámetros. En cualquiera de los casos es recomendable que se incluya información referente a la herramienta, el diámetro y número de dientes de la herramienta, así como el diámetro de agujero que se desea realizar. De esta forma, no solo se elimina la confusión que arroja este parámetro, sino que facilita la intercomparación de trabajos de investigación. Además, permite conocer información adicional del ensayo experimental realizado facilitando la reproducibilidad de los mismos.

Adicionalmente a lo expuesto anteriormente, y tal y como se refirió al inicio de este apartado, existe la dificultad añadida de la nomenclatura que utilizan los diferentes

autores. En la Tabla 2.9 y Tabla 2.10 se exponen los términos en los que se refiere a los parámetros relacionados con la velocidad de avance junto con sus unidades, poniendo de manifiesto heterogeneidad existente con todo lo que ello conlleva. De esta forma se ilustra la necesidad de una unificación de la misma.

**Tabla 2.9.** Nomenclatura y unidades utilizadas para la definición de la Velocidad tangencial y parámetros relacionados.

Referencia	Diámetro/Radio de hta. (mm)	Diámetro agujero (mm)	Diámetro orbita (mm)	Excentricidad (mm)	Número de filos de corte
Pereira (2017) [108]	$D_t$	$D_b$	$D_h$		$z$
Brinksmeier (2008) [140]	$D_w$	$D_b$		$e$	
Ji (2015) [138]					
Qin (2012) [139]					
He (2015) [127]	$D_t$	$D_h$			$N$
Denkena (2008) [143]	$D_{Wz}$	$D_b$	$D_h$		$z$
Zhou (2016-2017) [111,144]	$D_t$	$D_b$		$e_p$	$N$
Olvera (2012) [59]					$z_n$
Sun (2016) [132]	$D_t$	$D_h$		$e$	
Wang (2015) [128]	$r$	$R$			$N$
Rey (2016) [145]	$R_t$	$R_h$		$R_{off}$	$Z$
Walter tools	$D_c$	$D_{contour}$			$z$
Sandvik Coromant	$D_C$	$D_m$			$z_c$

**Tabla 2.10.** Nomenclatura y unidades utilizada para la definición de la Velocidad tangencial y sus variantes.

Referencia	Velocidad de avance	Velocidad periférica		Velocidad de avance tangencial				
	mm/min	mm/diente	mm/min	mm/diente	Rev./min	rad/s	mm/rev (hta)	mm/min
Pereira (2017) [108]	$v_f$	$f_{zt}$	$v_{ft}$		$n_0$	$\omega_0$		$V_{fht}$
Brinksmeier (2008) [140]	$V_f$		$V_{f,t}$					
Ji (2015) [138]	$V_n$							
Qin (2012) [139]		$f_{zt}$						
He (2015) [127]		$s_t$			$n_p$			$f_c$
Denkena (2008) [143]	$v_f$	$f_{zt}$	$v_{ft}$					$V_{fht}$
Zhou (2016-2017) [111,144]		$f_t/tooth$		$f_r/tooth$	$N_{rev}$			
Olvera (2012) [59]		$f_z$						
Sun (2016) [132]					$n_p$			
Wang (2015) [128]				$St$	$n_0$			
Rey (2016) [145]				$f_{zt}$			$f_t$	$V_{ft}$
Walter tools		$f_z$	$v_{fe}$					$v_f$
Sandvik Coromant		$f_z$	$v_{fm}$					$v_f$

### **Velocidad de avance axial**

La velocidad de avance axial es la velocidad de avance en la dirección perpendicular al plano de trabajo. Es un parámetro que solo aparece en el fresado orbital o fresado en rampa, y tanto los fabricantes de herramientas consultados como en la programación de los equipos CNC, es habitual que este dato se exprese en forma de ángulo definido en grados, tal como se define Olvera et al. en su trabajo [59].

Sin embargo, hay muchas otras formas de definir y expresar este parámetro aportando datos adicionales como las velocidades de rotación de la herramienta, o el diámetro de la trayectoria helicoidal. Una parte importante de los artículos consultados expresa este parámetro en mm/rev, donde debe presuponerse que se hace referencia a la rotación de la herramienta, no a la traslación. Es decir, este parámetro se define a partir de revoluciones de la herramienta sobre su eje (velocidad de rotación del husillo), y no de las revoluciones de sobre su trayectoria orbital, encontrándose de nuevo un foco de posibles errores de interpretación. Ejemplos de estos son [33,114,115,119,121,123].

Al igual que en el caso de la velocidad tangencial, también se puede encontrar expresada en milímetro por diente, donde fácilmente se puede realizar el paso a milímetros por revolución del husillo si se aporta el dato de número de dientes, como indica Denkena en su trabajo [129]. En la Tabla 2.11 se muestran las velocidades axiales de las diferentes publicaciones consultadas.

**Tabla 2.11.** Velocidad de avance axial (ángulo de rampa y paso de hélice).

Referencia	Diámetro de hélice	Ángulo de rampa				mm/helical rev.			
Olvera (2012) [59]	4	4,55°				0,5			
Sun (2016) [132]	-					0,2			
Qin (2012) [131]	3	0,61	1,22			0,1	0,2		
Urbicain (2009) [130]	-					0,5			
Qin (2012) [139]	4	0,46	0,68	0,91	1,14	0,1	0,15	0,2	0,25
Qin (2014) [137]	-					0,15			
Li (2014) [33]	4	0,91				0,20			
Zhao (2015) [146]	4	0,91				0,20			
Rey (2016) [145]	3	0,04	2,6			0,005	0,3		
Wang (2016) [134]	4	0,60				0,1			
Ji (2015) [138]	4	0,46	0,68	0,91	1,14	0,15	0,20	0,25	0,30
Liu (2014) [136]	4	0,61	1,22			0,1	0,2		
Denkena (2011) [129]	2	0,012				0,006			

En otras investigaciones, se decide aportar este dato en mm/rev, siendo imprescindible la aclaración de que se trata de milímetros por revolución orbital. Es decir, traslación de la herramienta sobre la trayectoria orbital, este dato también se define como el paso de la hélice. Se encuentra de nuevo un claro foco de confusión al poder definir el mismo parámetro con las mismas unidades de dos formas diferentes. Algunos trabajos que ponen de manifiesto el empleo de esa forma de aportar la información son los siguientes [98,117,118,120,122]. A partir de este dato se puede fácilmente relacionar con el ángulo de rampa a través del diámetro de la trayectoria helicoidal, dato que como puede comprobarse en la Tabla 2.11 no se aporta, ni directa ni indirectamente en muchas

investigaciones, y que se hace indispensable para la comparación entre diferentes investigaciones.

Alternativamente, en la Tabla 2.12 se muestra como algunos autores deciden expresar este parámetro en mm/min, como Fernández-Vidal [22], o incluso en mm/s como lo define Zhou [111].

**Tabla 2.12.** Velocidad de avance axial (milímetros por minutos y milímetros por segundo).

Referencia	mm/min					mm/s				
Fernández (2015) [133]	65	97	130	195260	390	1,1	1,6	2,2	3,34,3	6,5
Zhou (2017) [135]	6	12				0,1	0,2			

De la misma forma que ocurría con la velocidad de avance tangencial, al definir el parámetro de velocidad de avance axial es muy importante seleccionar adecuadamente la forma y unidades con las que se va a trabajar. Se encuentra de nuevo la dificultad añadida de que la definición y forma de estudiar esta variable permitirá o no realizar comparaciones con otros estudios. Esto es debido a que las diferentes formas de definir el parámetro, se relacionan a través de parámetros variables, como ocurre al pasar de un ángulo de rampa o milímetros por revolución orbital, a milímetro por diente o milímetro por revolución del husillo.

Además, cuando se realiza una comparación entre los valores utilizados en los diferentes estudios, lo primero que se observa es la variabilidad de formas en que se presentan, haciendo que sea difícilmente comparable con una simple lectura. Por otro lado, como se observa en las tablas anteriores, el parámetro de velocidad axial muestra una gran amplitud en cuanto a valores tomados en las diferentes investigaciones. Estos hechos ponen de nuevo de manifiesto la necesidad de homogeneizar el sistema de unidades que se utiliza para su definición, y al mismo tiempo asoma la sombra de la duda sobre si se han interpretado correctamente la información aportada.

Por último, en la Tabla 2.13 se muestra la nomenclatura utilizada en las diferentes publicaciones para los diferentes parámetros que pueden definir la velocidad de avance axial. Lo que se muestra de nuevo es una diversidad que dificulta las labores de investigación.

**Tabla 2.13.** Nomenclatura y unidades utilizada para la definición de la Velocidad axial y parámetros relacionados.

Referencia	Vel. de avance axial de la helice	Avance axial (mm/diente)	Angulo de rampa efectivo	Paso de helice (mm/rev. hel.)	Avance axial (mm/rev)
Pereira (2017) [108]	$V_{fha}$	$f_{za}$	$\alpha$	ap	
Brinksmeier (2008) [140]	$V_{f,a}$			ap	
Ji (2015) [138]					$V_f$
Qin (2012) [139]				ap	
He (2015) [127]	$f_a$		$\alpha$	a	
Denkena (2008) [143]	$V_{fha}$	$f_{za}$	$\alpha$	ap	
Zhou (2016) [135,144]	$V_{fa}$	$f_{a/tooth}$		fa	
Sun (2016) [132]	$f_a$			a	
Wang (2015) [128]	f			a	
Rey (2016) [145]	$V_{fa}$	$f_{za}$		P	$f_{a/P}$
Walter tools			RMPangle	ap	
Sandvik Coromant			RMP	AP	

### Sentido de giro

El sentido del movimiento de traslación, es decir, el sentido en que gira la herramienta en su trayectoria helicoidal, puede tener un considerable impacto sobre el proceso de mecanizado y los resultados obtenidos. Por lo tanto, es un dato que siempre debería aportarse y que, sin embargo, lo que se observa es que en la mayoría de las investigaciones este dato es ignorado u omitido, y a pesar de que en ocasiones se presenta un esquema de la cinemática del movimiento, al no realizarse una referencia directa a este dato, no puede tomarse como dato fidedigno.

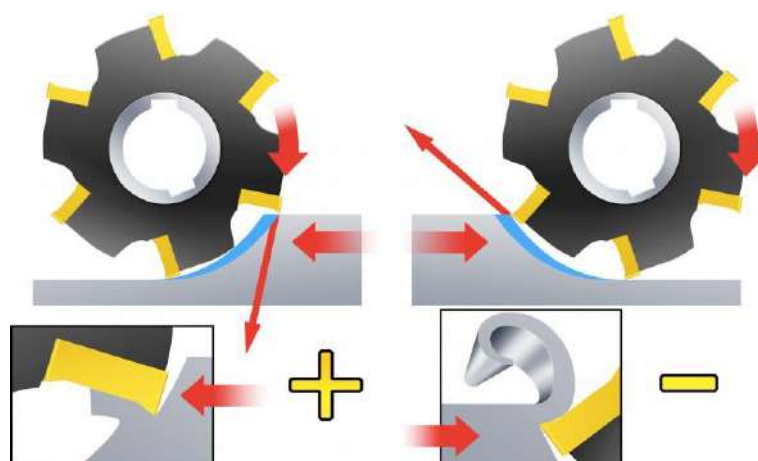
En la Tabla 2.14 se muestra el sentido de traslación de la herramienta en su trayectoria helicoidal en las diferentes investigaciones consultadas.

Aunque este parámetro no ha sido ampliamente estudiado en el fresado helicoidal, sí existen diferentes estudios en fresado periférico o recantado, donde se han analizado los dos posibles sentidos. En el primer caso, la herramienta comienza con espesor de viruta cero y termina con el espesor máximo, se le conoce como Up-milling (también llamado fresado en oposición o fresado convencional). La segunda opción comienza con el máximo espesor de viruta, terminando con el mínimo, esta estrategia se conoce como Down-milling (también llamado fresado en concordancia), Figura 2.36.



**Tabla 2.14.** Sentido de traslación en el movimiento helicoidal.

Referencia	Sentido de giro
Qin (2012) [120,131,137]	-
Wang (2016) [134]	-
Olvera (2012) [59]	down milling /Contouring helical milling
Zhou (2017) [135]	-
Li (2014) [33]	-
Zhao (2015) [146]	-
Rey (2016) [145]	down
Liu (2014) [136]	-
Ji (2015) [138]	-
Denkena (2011) [142]	up
Fernández (2015) [133]	Down/up
Sun (2016) [132]	-
Urbicain (2009) [130]	-



**Figura 2.36** Fresado en oposición y concordancia.

Este parámetro, al que no se da la suficiente relevancia, conlleva que los procesos de corte tengan múltiples diferencias. Aunque no ha sido muy estudiado para el caso de fresado helicoidal, los estudios realizados para fresado periférico concluyen que la estrategia Down-milling aporta numerosas ventajas, por lo que es la estrategia utilizada en la mayoría de las aplicaciones y así lo recomiendan herramientitas como SANDVIK para la mayoría de los casos.

La estrategia Up-milling es la estrategia tradicional ya que la dirección de la fuerza compensa la reacción del avance del mecanismo, eliminando el efecto conocido como “backlash”. De hecho, la rigidez de las máquinas y la dificultad de eliminación del juego entre sus componentes es uno de los motivos por los que no se ha generalizado la estrategia Down-milling. La segunda ventaja que ofrece es un menor impacto sobre el filo de la herramienta al inicio del corte, lo que lo hace recomendable cuando se trata de mecanizados de materiales muy duros o endurecidos superficialmente. Por otro lado, entre las desventajas que ofrece destacan las siguientes [147–150]:

-El espesor de viruta empieza en cero e incrementa progresivamente, lo que produce un aumento de la temperatura que difunde hacia la pieza produciendo un endurecimiento.

-Al comenzar con espesor de viruta cero, el filo de la herramienta sufre un rozamiento al inicio del corte causando un desgaste por abrasión más acelerado, disminuyendo así la vida de la herramienta.

-La viruta es arrastrada hacia la parte delantera de la fresa, en la dirección de avance de la misma. Esto puede provocar un daño en la pieza y el re-mecanizado de la viruta.

A pesar de todo esto, se optará por una estrategia Up-milling cuando:

-Se utilizan máquinas o equipos convencionales que no pueden compensar o eliminar el backlash.

-El material tenga algún endurecimiento superficial.

-Durante el corte, la herramienta tiende a cavar sobre la pieza, pudiendo causar que quede fuera de tolerancia.

-La profundidad de pasada varíe excesivamente.

-Fresado de piezas fundidas o forjadas con superficies muy rugosas debido a la arena o incrustaciones.

Recientemente la estrategia Down-milling se ha posicionado como la estrategia preferida, ya que aporta numerosas ventajas y los nuevos equipos son capaces de compensar o eliminar el efecto backlash. Entre las ventajas se encuentran [147–150]:

-El espesor de viruta empieza en el máximo y disminuye, es decir, se elimina el efecto de bruñido al hacer que la herramienta roce menos con el material, resultando en menor calor generado y una tendencia mínima al endurecimiento del material.

-El calor generado será más probable que se transfiera y evacue con la viruta, aumentando la vida de la herramienta.

-El acabado superficial es generalmente mejor.

-Menor desgaste de herramienta.

-Desgaste de flanco significativamente menor y mejor calidad superficial.

-Puede fijarse la pieza con equipos simples y menos costosos, ya que se ejerce una fuerza descendente sobre la pieza de trabajo. Es decir, las fuerzas hacia abajo ayudan a sujetar la pieza, por lo que se necesitan sistemas de amarre menos complejos.

-Permite usar herramientas con mayores ángulos de inclinación, disminuyendo los requerimientos de potencia.

-Se facilita la evacuación de la viruta, ya que la viruta se acumula detrás de la herramienta, en lugar de delante de ella.

-La viruta se elimina bajo el filo de corte reduciendo la oportunidad de ser re-mecanizada.

En resumen, las ventajas que aporta hacen de la estrategia Down-milling el método preferido en las operaciones de fresado, reduciendo las cargas desde el filo de corte, conduciendo a mejores acabados superficiales y mejorando la vida de herramienta.

Sin embargo, para el caso concreto de fresado helicoidal, existen pocas investigaciones que estudien la influencia de este parámetro. Sin embargo, en [151] se estudia este parámetro sobre uno de los defectos más problemáticos para los casos de taladrado de aleaciones metálicas, el defecto de rebaba. Este estudio trabaja sobre una aleación de Aluminio, y concluyó que utilizando la estrategia Up-milling generalmente se obtienen mejores resultados en formación de rebaba. Los mejores resultados se obtuvieron utilizando la estrategia Up-milling asistida con lubricación.

### 2.3.2.3. Formación de la viruta en el fresado helicoidal

La formación de la viruta durante las operaciones de fresado helicoidal es un proceso complejo que requiere del entendimiento de la cinemática del proceso.

Como se ha mostrado anteriormente, esta operación es combinación de un fresado periférico y un fresado vertical o fresado en “plunge”, por lo tanto, se obtendrá una viruta discontinua procedente del fresado periférico, y una viruta continua procedente del fresado en “plunge” [152].

A partir de esta información puede deducirse que del fresado en “plunge” se obtendrá una geometría de viruta sin deformar con un espesor ( $h_{ax}$ ) igual al avance axial por diente ( $f_{za}$ ), y con una anchura igual a la mitad del diámetro de la herramienta ( $\frac{D_t}{2}$ ). Sin embargo, la viruta discontinua o segmentada que se genera durante el fresado periférico presenta una geometría más compleja. El espesor de esta viruta es sinusoidal y su altura presenta una variación lineal [105,153].

Esta geometría de la viruta queda representada en la Figura 2.37 y Figura 2.38.

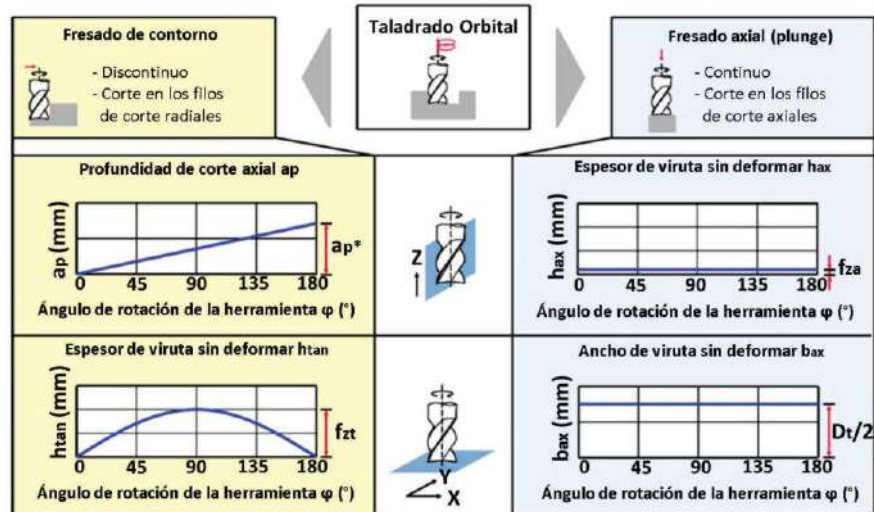


Figura 2.37. Dimensiones de la viruta sin deformar [105].

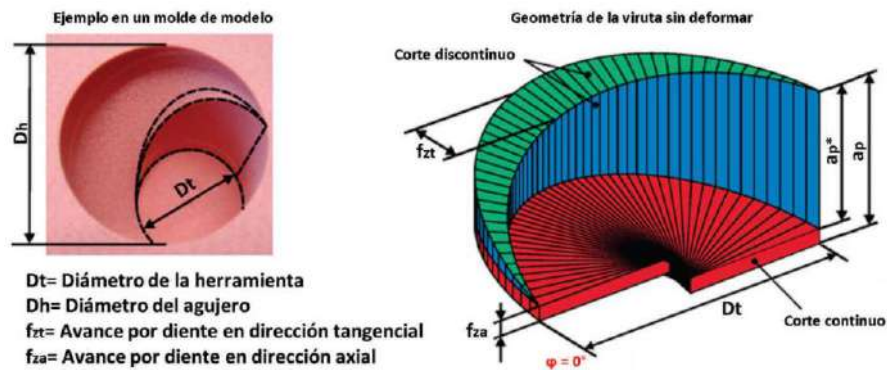


Figura 2.38. Geometría de la viruta sin deformar [105].

En la Figura 2.39 se muestran las virutas extraídas de un proceso de fresado helicoidal, diferenciando claramente el corte continuo y el corte periférico que genera la herramienta durante su trayectoria.

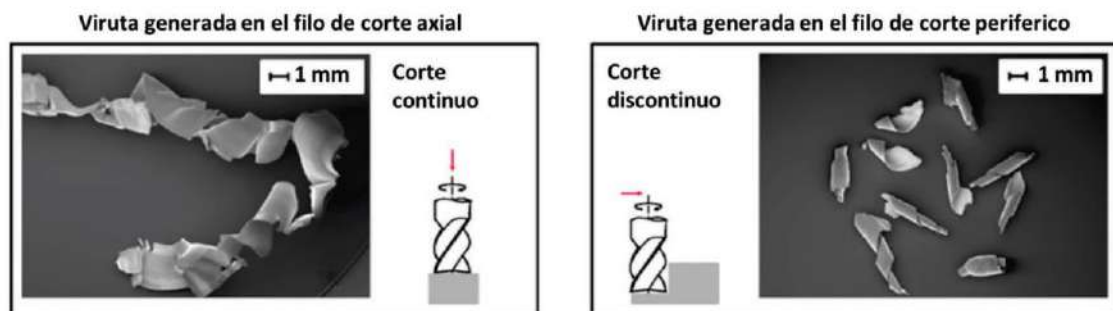


Figura 2.39. Muestras de viruta extraídas del proceso de fresado helicoidal, a) viruta continua; b) viruta discontinua [105].

Con la diferenciación de fresado periférico y en “plunge”, pueden realizarse los cálculos para conocer el volumen de material mecanizado con cada tipo de corte. De este

modo, se obtienen las siguientes expresiones, donde se diferencia el corte periférico ( $V_1$ ) y el corte con los filos frontales ( $V_2$ ) [126].

$$V_1 = \pi \cdot \left( \frac{D_h - D_t}{2} \right)^2 \cdot a_p \quad (10)$$

$$V_2 = \pi \cdot \left( \frac{D_t}{2} \right)^2 \cdot a_p \quad (11)$$

Entre los estudios dedicados a la cinemática del proceso, Brinksmeier et al. [126] realizan una interesante aportación. En su investigación realizan una descomposición matemática del movimiento para facilitar su estudio, consiguiendo relacionar el material que es eliminado en su avance tangencial y el eliminado en su avance axial en función de dos parámetros independientes (diámetro de agujero y diámetro de herramienta). Es decir, en este estudio se aporta un nuevo parámetro "G", definido como cociente entre material fresado y taladrado, deduciéndose que esta ratio es independiente de la velocidad axial y tangencial, como se comprueba en la ecuación (12).

$$G = \frac{V_1}{V_2} = \left( \frac{D_B^2 - D_w^2}{D_w^2} \right) \quad (12)$$

Donde  $V_1$  y  $V_2$  son los volúmenes de material fresado y taladrado respectivamente,  $D_B$  es el diámetro del agujero y  $D_w$  es el diámetro de la herramienta.

Llevando a cabo su representación tridimensional, el volumen mecanizado  $V_1$  y  $V_2$  queda representado tal y como se muestra en la Figura 2.40.

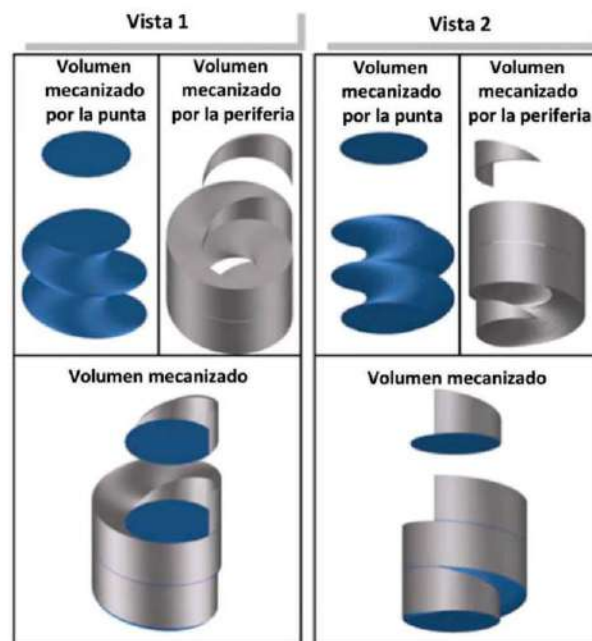


Figura 2.40. Representación del volumen mecanizado por la zona de corte inferior, periférica y total desde dos perspectivas distintas [126].

Con esta representación se puede observar, como la mayor parte de la superficie del agujero es proporcionada por la periferia de la herramienta, siendo por tanto los filos periféricos los responsables de la calidad final del agujero. También, se puede observar un pequeño surco helicoidal consecuencia de la región limitante entre la punta de la herramienta y la periferia, quedando más claramente representado en la Figura 2.41.

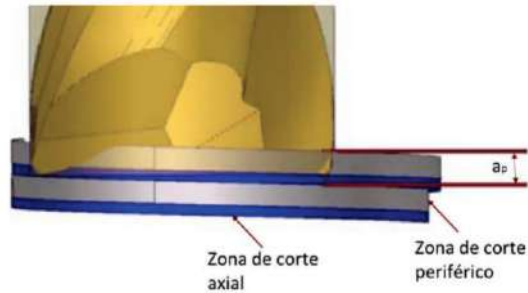


Figura 2.41. Zonas de corte [126].

Por otro lado, el fresado periférico mostrará unos característicos surcos ondulados en la superficie mecanizada, como se muestra en Figura 2.42, donde se puede observar cómo conforme se aumentan el número de filos de corte o se disminuye el avance, la dimensión de estas ondulaciones disminuye.

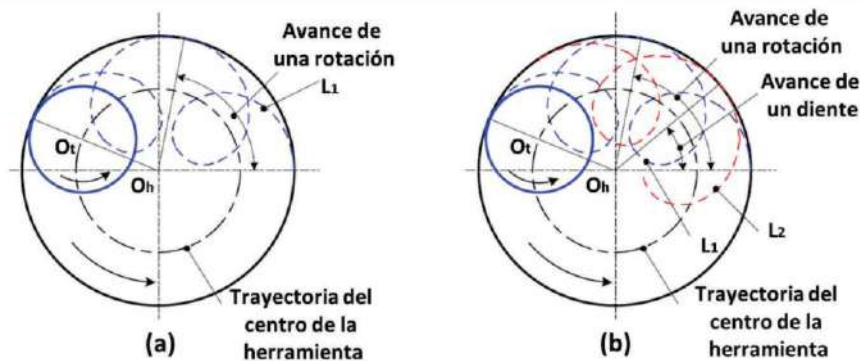


Figura 2.42. Trayectoria de los filos de cortes para una fresa cilíndrica de (a) 1 filo y (b) 2 filos [154].

#### 2.3.2.4. Fuerzas de corte

Durante las operaciones de fresado helicoidal, las fuerzas que se generan son una combinación de las fuerzas características del taladrado axial y del fresado periférico. En la Figura 2.43 se muestra un esquema de las fuerzas que aparecen durante el proceso de corte.

De entre las componentes de las fuerzas que aparecen, el estudio se centrará en una u otras dependiendo de los objetivos perseguidos. Para los casos de defectos como la formación de rebabas o delaminación, la componente  $F_z$  será la más recomendada. Sin embargo, para un estudio de calidad dimensional, analizar las componentes de fuerza que generan la flexión de la herramienta ( $F_r$ ) sería lo más natural.

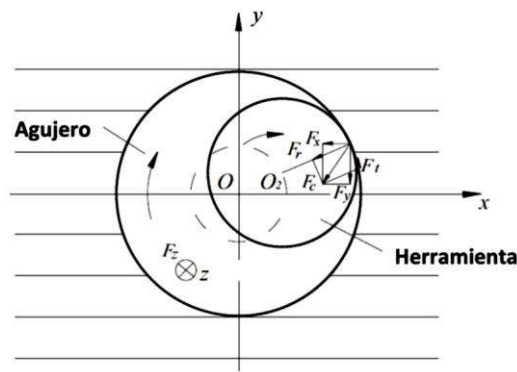


Figura 2.43. Fuerzas de corte en el fresado periférico [155].

La relación entre el diámetro del agujero y el de la herramienta también tienen efectos sobre las fuerzas normales que aparecen durante el proceso de corte. Concretamente, se observa una relación lineal entre la variación del diámetro y la fuerza normal sobre la herramienta, representada en la Figura 2.44, donde Denkena et al. [105] concluyen que la diferencia entre las pendientes de las líneas de regresión pueden ser debidas a los diferentes módulos de Young del material. Consecuentemente, se tiene que un aumento del diámetro implica una disminución de la fuerza normal, y que las propiedades mecánicas del material (como es el módulo de Young) tienen relación con la fuerza descrita. Esta fuerza normal es la causante de la flexión de la herramienta. Dicha flexión induce variaciones diametrales en el agujero.

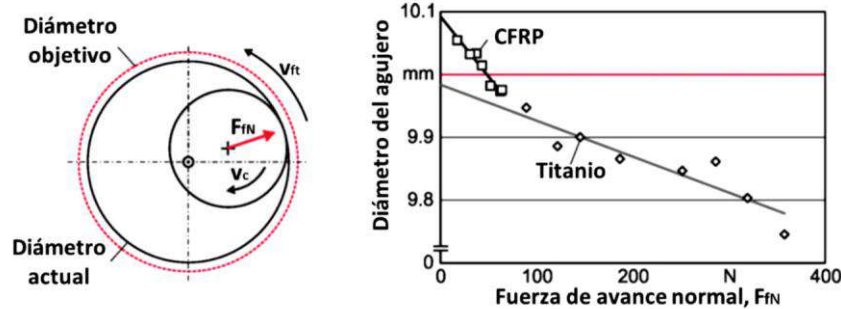


Figura 2.44. Relación lineal entre el diámetro del agujero y las fuerzas normales en la herramienta [105].

Otros estudios llevados a cabo han definido que las fuerzas de corte se comportan de distinta forma si se varía la velocidad de corte o la velocidad de avance axial. Concretamente, con el aumento de las revoluciones de la herramienta (incremento de la velocidad de corte) las fuerzas de corte tienen una tendencia a disminuir. Sin embargo, con el aumento del avance axial la tendencia es inversa, y las fuerzas de corte aumentan [107,121,155]. Esto queda reflejado en la Figura 2.45, donde  $F_c$  se corresponde con el módulo del vector fuerza formado por las componentes en plano OXY perpendicular al agujero, y  $F_z$  se corresponde con la fuerza axial paralela al eje del agujero.

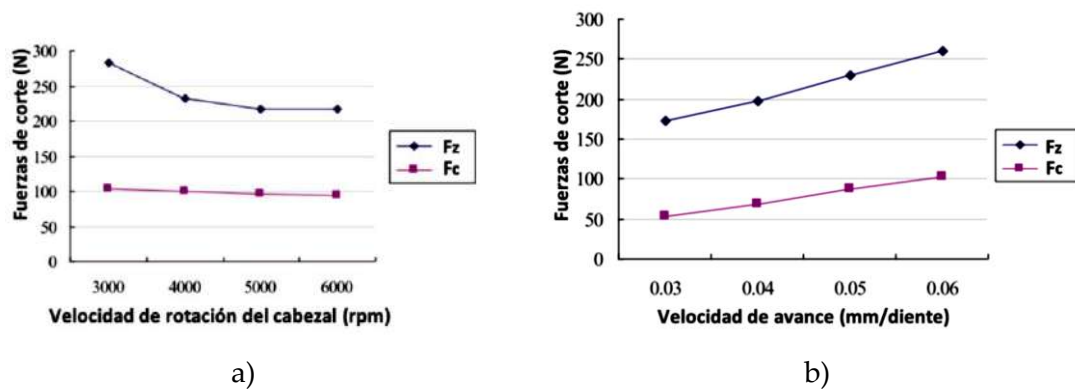


Figura 2.45. Evolución de las fuerzas de corte al variar a) Revoluciones del cabezal; b) Velocidad de avance de la herramienta.

Como se ha mostrado anteriormente, es muy usual emplear geometrías de herramientas próximas a  $90^\circ$ , por lo que es habitual emplear para los modelos de fuerzas distribuciones uniformes, como los que se muestran en la Figura 2.46.

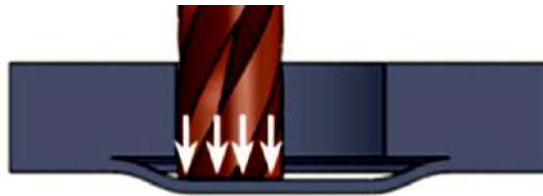


Figura 2.46. Representación de la distribución de carga axial en la última capa de material compuesto [107].

Durante el movimiento de la herramienta sobre su trayectoria helicoidal, se observa que la mayor parte se realiza en la dirección tangencial, y no axial. Gracias a esta redirección de las componentes de fuerzas, el trabajo total se da en la dirección tangencial, en lugar de axial como sí ocurre en el taladrado axial. Este el motivo por el que, al comparar las fuerzas con procesos de taladrado, se observa una importante reducción en la dirección axial, aumentando las fuerzas tangenciales [105,107]. Estas redistribuciones de las fuerzas hacen que el defecto de las delaminaciones y rebabas a la salida de los agujeros presenten una notable disminución. Sin embargo, hay mayor probabilidad de que aparezca peel-up o rebabas en la entrada de los agujeros.

El perfil de fuerzas típico en la dirección axial presenta tres fases o etapas:

- Fase 1: Entrada en el material
- Fase 2: Mecanizado del agujero
- Fase 3: Salida del agujero

Estas tres fases son observables en la Figura 2.47, donde se muestra el perfil relativo a la fuerza axial.



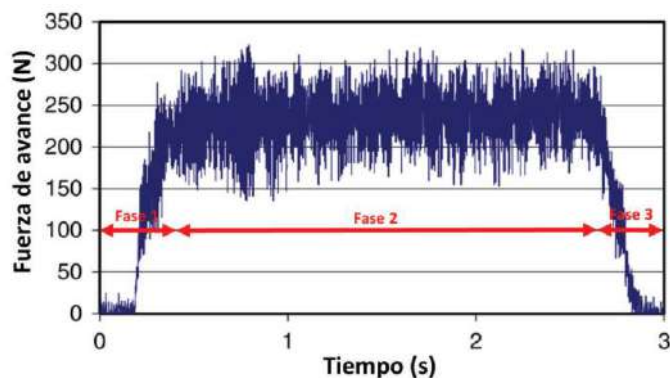


Figura 2.47. Esquematisación de las fases del fresado helicoidal sobre el perfil de fuerzas axial [81].

En la Figura 2.48 se muestra una simulación de las fuerzas durante una operación de fresado helicoidal, mostrando una gran similitud con los resultados experimentales. Concretamente, la fuerza axial en la punta tiene una frecuencia igual a la frecuencia de giro de la herramienta. En cuanto a las fuerzas axiales y tangenciales, presentan el mismo periodo en la región de la periferia y la punta, pero desfasadas entre sí  $\pi/4$ .

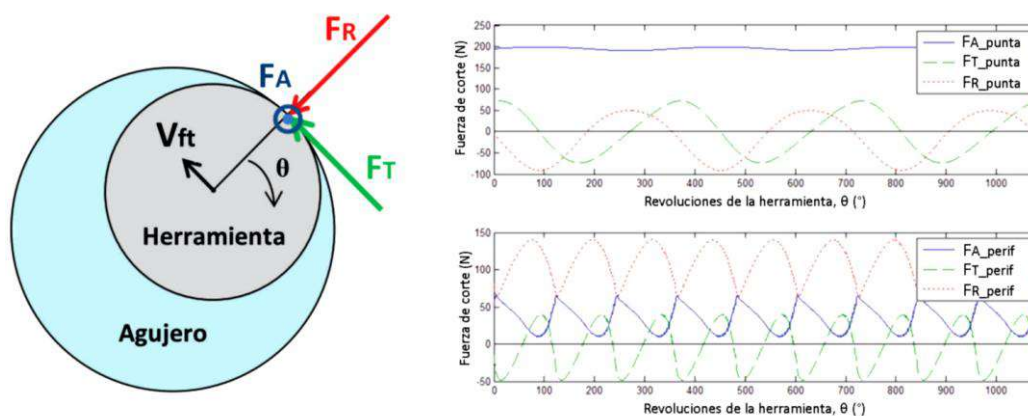


Figura 2.48. Representación de los ciclos de fuerzas que actúan en la herramienta elaborado mediante una simulación.

En la punta de la herramienta la fuerza radial oscila positiva y negativamente. En la región de la periferia se tiene una periodicidad, pero en todo momento es una fuerza de valor positivo. Llevando a cabo una composición de la fuerza radial en la punta y en la periferia se tiene, en todo momento, una fuerza hacia el centro de la herramienta. Esta es causa de la flexión de la herramienta y las posteriores desviaciones de forma del agujero [115].

### 2.3.2.5. Variantes estratégicas del proceso de fresado helicoidal

A pesar del detalle en el que se estudia la cinemática del movimiento, pueden aparecer diferentes variantes que aporten nuevas opciones, parámetros y ventajas. Estas variantes buscan obtener un aumento del rendimiento del proceso, aunque en muchas ocasiones ello conlleva una mayor complejidad del proceso.

A continuación se numeran algunas de las variantes anteriormente mencionadas. Por su parte, Olvera et al. [59] compararon diferentes estrategias de mecanizado para la obtención de agujeros, en concreto, taladrado axial, fresado helicoidal y una variante definida como “circular contour”. Lo que se pretende con esta variante es aumentar la productividad del proceso dividiéndolo en dos etapas: una primera etapa con parámetros más agresivos para aumentar la productividad, donde se realiza un fresado helicoidal (premecanizado) dejando unas creces que serán eliminadas en una segunda fase con un fresado circular (mecanizado final). En la segunda fase, la selección de los parámetros de corte está dirigida a la obtención de un agujero dentro de las tolerancias solicitadas (Figura 2.49).

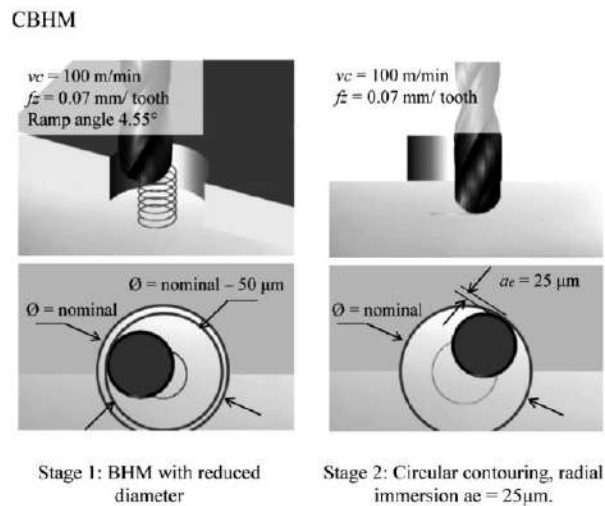


Figura 2.49. Fresado helicoidal con fresa de cabeza esférica [59].

Otro ejemplo de las nuevas variantes que surgen es el empleo de vibraciones durante el proceso. Chen et al. [112] implementan la aplicación de vibraciones ultrasónicas en el fresado helicoidal de aleaciones de Titanio (Figura 2.50). En esta estrategia de fresado helicoidal, se incorpora un nuevo movimiento vibratorio al movimiento de traslación helicoidal que describe la herramienta, consiguiendo una reducción de las fuerzas de corte, aumentando el grado de fragmentación de la viruta y, por ende, la disipación de calor.

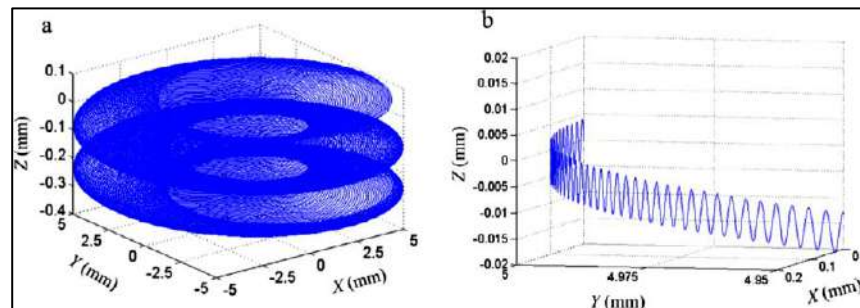


Figura 2.50. Trayectoria de movimiento del punto P en el borde de corte periférico en el fresado helicoidal por vibración ultrasónica [112].

Más recientemente Chen [156] realiza trabajos de fresado helicoidal sobre CFRP empleando simultáneamente un novedoso y característico diseño de herramienta, con una estrategia en diferentes etapas. En su trabajo distingue tres etapas en la obtención final del agujero. En la primera etapa, la primera parte de la herramienta hace contacto con el material de trabajo y comienza la realización del agujero hasta alcanzar la mitad superior del agujero. A partir de ese punto, la excentricidad de la herramienta entra en juego realizando la segunda fase del proceso. En esta segunda etapa se mecaniza la mitad inferior de la pieza de trabajo de CFRP. En estas dos etapas iniciales la herramienta ha estado trabajando en un corte hacia delante, finalmente, se ajusta la excentricidad de la herramienta para finalizar el agujero en la dirección inversa. Las diferentes etapas se muestran en la Figura 2.51.

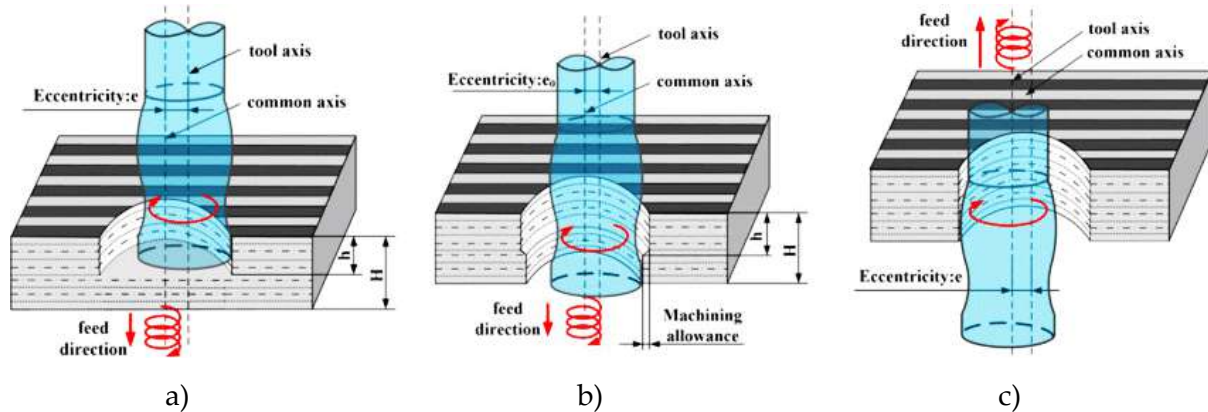


Figura 2.51 Proceso de fresado helicoidal bidireccional. a) Etapa de corte hacia delante I. b) Etapa de corte hacia delante II. c) Etapa de corte hacia atrás [156]

## 2.4. Conclusiones particulares

El sector aeronáutico ha encontrado en las aleaciones de titanio y los materiales compuesto unos aliados para la mejora del rendimiento de sus nuevos modelos. Sin embargo, estos materiales presentan una baja maquinabilidad, donde la realización de los agujeros dentro de las estrechas tolerancias que exige el sector es todo un reto.

La baja maquinabilidad del titanio reside en su baja conductividad térmica y gran afinidad con la mayoría de los materiales de las herramientas, facilitando un acelerado desgaste de las mismas y conduciendo al detrimento de la calidad de los agujeros, donde la formación de la rebaba es un defecto que debe ser controlado.

Por su parte, los materiales compuestos presentan un gran poder abrasivo que se ve reflejado en el desgaste de los filos de corte, y donde la fuerza axial que facilita la generación de delaminaciones es el principal parámetro a controlar.

A la dificultad existente del mecanizado de estos materiales de forma individual, se añade el hecho de que las tendencias actuales van dirigidas al taladrado en la posición final de montaje, donde estos materiales deben taladrarse al mismo tiempo. Este hecho genera nuevos problemas como el daño térmico de la resina, inestabilidades en la intercara, o daños durante la extracción de la viruta, donde además no pueden emplearse fluidos de corte.

En este contexto, surgen nuevas estrategias que buscan mejorar la eficiencia de estas operaciones en este complicado entorno, donde el fresado helicoidal genera un gran interés debido a las virtudes que presenta.

Características como la flexibilidad y mayor eficiencia de evacuación del calor, la posicionan como una de las estrategias más prometedoras.

Tras el análisis bibliográfico realizado, se ha detectado la necesidad de un estudio en profundidad de esta estrategia. A pesar de que la literatura es amplia en esta temática, surgen dificultades derivadas de la definición del movimiento que son un importante foco de problemas. Además, el uso de esta estrategia para la obtención de pequeños agujeros no ha sido ampliamente estudiada, generando un interesante nicho de aplicación en el sector aeronáutico.

Con estas premisas se aborda el trabajo marcando los objetivos que a continuación se describen:

-Siendo la cinemática del proceso la que aporta la mayoría de las ventajas, se hace inevitable realizar un estudio y análisis de la influencia que los parámetros cinemáticos tienen sobre los indicadores de calidad de los agujeros. Este trabajo se centrará en su estudio sobre los materiales de la aleación de titanio UNS R5600 y el material compuesto CFRP.

-Al mismo tiempo, la monitorización de las operaciones de mecanizado se ha convertido en un objetivo prioritario. Una industria interconectada necesita de la monitorización de cada una de las operaciones que se realizan y, por tanto, requisito necesario en la transición hacia una industria 4.0. En este sentido, las fuerzas de mecanizado han sido uno de los principales objetos de estudio, pudiendo estimar a través de su medición el nivel de desgaste de las herramientas y, por tanto, la calidad de la operación realizada.

-El objetivo final es la aplicación de los conocimientos adquiridos en los objetivos previos para su aplicación sobre materiales híbridos. Este estudio permitiría conocer la sinergia que existe entre los diferentes mecanismos de desgaste característicos de estos materiales, aportando información sobre su viabilidad, influencia sobre la calidad de los agujeros y configuración más ventajosa.

## 2.5. Bibliografía consultada

1. Mineral Commodity Summaries 2020 Available Online: <https://pubs.er.usgs.gov/publication/mcs2020> (Accessed on 30 August 2021).
2. Gloria, A.; Montanari, R.; Richetta, M.; Varone, A. Alloys for Aeronautic Applications: State of the Art and Perspectives. *Metals* **2019**, *9*, 662, doi:10.3390/met9060662.
3. MatWeb Available online: <http://www.matweb.com/search/datasheet.aspx?matguid=78b68415e7f94c5bb42608a-ae72eeea4&ckck=1> (accessed on 22 June 2020).
4. Cantero, J.L.; Tardío, M.M.; Canteli, J.A.; Marcos, M.; Miguélez, M.H. Dry Drilling of Alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **2005**, *45*, 1246-1255, doi:10.1016/j.ijmachtools.2005.01.010.

5. Dornfeld, D. a.; Kim, J.S.; Dechow, H.; Hewson, J.; Chen, L.J. Drilling Burr Formation in Titanium Alloy, Ti-6Al-4V. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* **1999**, *48*, 73–76, doi:10.1016/S0007-8506(07)63134-5.
6. Influencia de los materiales aeronáuticos en la selección de las herramientas de corte para su mecanizado Available online: <https://www.interempresas.net/MetalMecanica/Articulos/101212-Influencia-materiales-aeronauticos-seleccion-herramientas-corte-para-su-mecanizado.html> (accessed on 29 November 2021).
7. Oosthuizen, G.A.; Akdogan, G.; Dimitrov, D.; Treurnicht, N.F. A Review of the Machinability of Titanium Alloys. **2010**, *R & D Journal of the South African Institution of Mechanical Engineering* *2010*, *26*, 43-52.
8. Ezugwu, E.O.; Wang, Z.M. Titanium Alloys and Their Machinability—a Review. *Journal of Materials Processing Technology* **1997**, *68*, 262–274, doi:10.1016/S0924-0136(96)00030-1.
9. Komanduri, R. Some Clarifications on the Mechanics of Chip Formation When Machining Titanium Alloys. *Wear* **1982**, *76*, 15–34, doi:10.1016/0043-1648(82)90113-2.
10. Hartung, P.D.; Kramer, B.M.; von Turkovich, B.F. Tool Wear in Titanium Machining. *CIRP Annals* **1982**, *31*, 75–80, doi:10.1016/S0007-8506(07)63272-7.
11. Narutaki, N.; Murakoshi, A.; Motonishi, S.; Takeyama, H. Study on Machining of Titanium Alloys. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* **1983**, *32*, 65–69, doi:10.1016/S0007-8506(07)63362-9.
12. Kubo, A.; Maekawa, K. Temperature and Wear of Cutting Tools in High-Speed Machining of Inconel 718 and Ti-6Al-6V-2Sn. *Wear* **1997**, *202*, 142–148.
13. Hourmand, M.; Uddin, M.S.; Sarhan, A.A.D. Processing of Titanium by Machining: A Closer Look Into Performance Metrics in Bio-Fabrications. In *Reference Module in Materials Science and Materials Engineering*; Elsevier, 2017; p. B9780128035818105000 ISBN 978-0-12-803581-8.
14. Formación Manual. Tecnología Del Mecanizado Del Metal. Sandvik Coromant. 2017.
15. Ezugwu, E.O.; Bonney, J.; Yamane, Y. An Overview of the Machinability of Aeroengine Alloys. *Journal of Materials Processing Technology* **2003**, *134*, 233–253, doi:10.1016/S0924-0136(02)01042-7.
16. Sreejith, P.S.; Ngoi, B.K.A. Dry Machining: Machining of the Future. *Journal of Materials Processing Technology* **2000**, *101*, 287–291, doi:10.1016/S0924-0136(00)00445-3.
17. Ali, S.; Polytechnique, N.; Songmene, V.; Sup, T. Machining of Titanium Alloys. In *Zerspannung Der Titanwerkstoffe.*; Davim, J.P., Ed.; Materials Forming, Machining and Tribology; Springer Berlin Heidelberg: Berlin, Heidelberg, 2014; Vol. 29, pp. 58–62 ISBN 978-3-662-43901-2.
18. Gómez-Parra, A.; Puerta, F.J.; Rosales, E.I.; González-Madrigal, J.M.; Marcos, M. Study of the Influence of Cutting Parameters on the Ultimate Tensile Strength (UTS) of UNS A92024 Alloy Dry Turned Bars. *Procedia Engineering*; Elsevier Ltd, 2013; Vol. 63, pp. 796–803, doi: 10.1016/j.proeng.2013.08.250.
19. Ali, S.; Polytechnique, N.; Songmene, V.; Sup, T. Machining of Titanium Alloys - Book. *Zerspannung Der Titanwerkstoffe.* **2014**, *29*, 58–62, doi:10.1007/978-3-662-43902-9.
20. Parra, Á.G. Estudio de la influencia del mecanizado en el rendimiento funcional de aleaciones de aluminio de uso estratégico en la industria aeronáutica. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2016.

21. Dixit, U.S.; Sarma, D.K.; Davim, J.P. *Environmentally Friendly Machining*; SpringerBriefs in Applied Sciences and Technology; Springer US: Boston, MA, 2012; ISBN 978-1-4614-2307-2.
22. Fernández-Vidal, S.R.; Mayuet, P.; Rivero, A.; Salguero, J.; Del Sola, I.; Marcos, M. Analysis of the Effects of Tool Wear on Dry Helical Milling of Ti6Al4V Alloy. *Procedia Engineering* **2015**, *132*, 593–599, doi:10.1016/j.proeng.2015.12.536.
23. Gómez-Parra, A.; Álvarez-Alcón, M.; Salguero, J.; Batista, M.; Marcos, M. Analysis of the Evolution of the Built-Up Edge and Built-Up Layer Formation Mechanisms in the Dry Turning of Aeronautical Aluminium Alloys. *Wear* **2013**, *302*, 1209–1218, doi:10.1016/j.wear.2012.12.001.
24. Ezugwu, E.O.; Wang, Z.M. Titanium Alloys and Their Machinability—a Review. *Journal of Materials Processing Technology* **1997**, *68*, 262–274, doi:10.1016/S0924-0136(96)00030-1.
25. Jawaid, A.; Sharif, S.; Koksai, S. Evaluation of Wear Mechanisms of Coated Carbide Tools When Face Milling Titanium Alloy. *Journal of Materials Processing Technology* **2000**, *99*, 266–274, doi:10.1016/S0924-0136(99)00438-0.
26. Ponce, M.B. Caracterización de los mecanismos de adhesión secundaria y su influencia en el desgaste de herramientas de corte. Aplicación al mecanizado en seco de aleaciones ligeras. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2013.
27. Álvarez, M.; Gómez, A.; Salguero, J.; Batista, M.; Huerta, M.M.; Marcos Bárcena, M. SOM-SEM-EDS Identification of Tool Wear Mechanisms in the Dry-Machining of Aerospace Titanium Alloys. *Advanced Material Research* **2010**, *107*, 77–82, doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.107.77.
28. Álvarez, M.; Salguero, J.; Sánchez, J.A.; Huerta, M.; Marcos, M. SEM and EDS Characterisation of Layering TiO<sub>x</sub> Growth onto the Cutting Tool Surface in Hard Drilling Processes of Ti-Al-V Alloys. *Advances in Materials Science and Engineering* **2011**, *2011*, 1–10, doi:10.1155/2011/414868.
29. Jawahir, I.S.; Brinksmeier, E.; M'Saoubi, R.; Aspinwall, D.K.; Outeiro, J.C.; Meyer, D.; Umbrello, D.; Jayal, A.D. Surface Integrity in Material Removal Processes: Recent Advances. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* **2011**, doi:10.1016/j.cirp.2011.05.002.
30. Gardiner, G. Machining Update: One-Shot Dry Drilling of Stacked Materials. *High-performance Composites* **2014**. Available online: <https://www.compositesworld.com/articles/machining-update-one-shot-dry-drilling-of-stacked-materials> (accessed on 14 December 2021).
31. Zhou, L.; Ke, Y.; Dong, H.; Chen, Z.; Gao, K. Hole Diameter Variation and Roundness in Dry Orbital Drilling of CFRP/Ti Stacks. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **2016**, *87*, 811–824, doi:10.1007/s00170-016-8528-1.
32. Jiang, X.; Li, B.; Yang, J.; Zuo, X.; Li, K. An Approach for Analyzing and Controlling Residual Stress Generation during High-Speed Circular Milling. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **2013**, *66*, 1439–1448, doi:10.1007/s00170-012-4421-8.
33. Li, H.; He, G.; Qin, X.; Wang, G.; Lu, C.; Gui, L. Tool Wear and Hole Quality Investigation in Dry Helical Milling of Ti-6Al-4V Alloy. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **2014**, *71*, 1511–1523, doi:10.1007/s00170-013-5570-0.
34. Wooster, W.A.; Macdonald, G.L. Smears of Titanium Metal. *Nature* **1947**, *160*, 260–260, doi:10.1038/160260a0.

35. Fernández Vidal, S.R. Análisis de taladrado en seco asistido por vibraciones de estructuras híbridas de aleaciones ligeras. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2016.
36. Aurich, J.C. SpanSauber Untersuchung Zur Beherrschung Der Sauberkeit von Zerspanend Hergestellten Bauteilen. *Ergebnisworkshop, Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation, Technische Universität Kaiserslautern* **2006**.
37. Blotter, P.T.; Gillespie, L.K. The Formation and Properties of Machining Burrs. *Journal of Manufacturing Science Engineering* **1976**, *98*, 66–74.
38. Peklaring, A. The Exit Angle Failure in Interrupted Cutting. *Ann. CIRP* **1978**, *27*, 5.
39. Hashimura, M.; Hassamontr, J.; Dornfeld, D.A. Effect of In-Plane Exit Angle and Rake Angles on Burr Height and Thickness in Face Milling Operation. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, **1999** *121*, 13-19, doi: <https://doi.org/10.1115/1.2830566>.
40. Guo, Y.B.; Dornfeld, D.A. Finite Element Modeling of Burr Formation Process in Drilling 304 Stainless Steel. *Journal of Manufacturing Science Engineering*. **2000**, *122*, 612–619.
41. Guo, Y.; Dornfeld, D.A. Finite Element Analysis of Drilling Burr Minimization with a Backup Material. In Proceedings of the Proceedings of the 1998 XXVI NAMRC Conference; SME, 1998; pp. 1–6.
42. Min, S.; Dornfeld, D.A.; Kim, J.; Shyu, B. Finite Element Modeling of Burr Formation in Metal Cutting. *Machining Science and Technology*. **2001**, *5*, 307-322, doi: <https://doi-org.bibezproxy.uca.es/10.1081/MST-100108617>.
43. Choi, J.; Min, S.; Dornfeld, D.A. Finite Element Modeling of Burr Formation in Drilling of a Multi-Layered Material. **2004**.
44. Kim, J.; Min, S.; Dornfeld, D.A. Optimization and Control of Drilling Burr Formation of AISI 304L and AISI 4118 Based on Drilling Burr Control Charts. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **2001**, *41*, 923–936, doi:10.1016/S0890-6955(00)00131-0.
45. Matsumura, T.; Leopold, J. Cutting Force Model for Analysis of Burr Formation in Drilling Process. In *Burrs-Analysis, Control and Removal*; Springer, 2010; pp. 47–53.
46. Brinksmeier, E.; Fangmann, S. Burr and Cap Formation by Orbital Drilling of Aluminum. In *Burrs-Analysis, Control and Removal*; Springer, 2010; pp. 31–45.
47. Phapale, K.; Ahire, A.; Singh, R. Experimental Characterization and Finite Element Modeling of Critical Thrust Force in Cfrp Drilling. *Machining Science and Technology* **2018**, *22*, 249–270, doi:10.1080/10910344.2017.1337134.
48. Rivero, A.; Aramendi, G.; Herranz, S.; de Lacalle, L.L. An Experimental Investigation of the Effect of Coatings and Cutting Parameters on the Dry Drilling Performance of Aluminium Alloys. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **2006**, *28*, 1–11.
49. Schein, H. Electrochemical Deburring. *SME Tech. Paper* **1977**.
50. Beier, H.-M. *Handbuch Entgrattechnik: Wegweiser Zur Gratminimierung Und Gratbeseitigung Für Konstruktion Und Fertigung*; Hanser, 1999; ISBN 3-446-19583-1.
51. Thilow, A.P. *Entgrattechnik: Entwicklungsstand Und Problemlösungen*; Narr Francke Attempto Verlag GmbH + Co. KG, 2017; ISBN ISBN 9783816931522.
52. Ogawa, M.; Nakayama, K. Effects of Chip Splitting Nicks in Drilling. *CIRP Annals* **1985**, *34*, 101–104.
53. Link, R. *Gratbildung und Strategien zur Gratreduzierung bei der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide*, Aachen, 1992.

54. Heisel, U.; Eggert, U.; Luik, M. Kurzlochbohren Ohne Grate. *Die Maschine – dima* **1998**, 52, 54–58.
55. Heisel, U. Werkzeugmaschinenbau Und Fertigungstechnik-Wirtschaftliche Fertigung-Gratbildung Beim Tiefbohren. *Zeitschrift fur Wirtschaftlichen Fabrikbetrieb* **1999**, 94, 337.
56. Saunders, L.K.L.; Mauch, C.A. An Exit Burr Model for Drilling of Metals. *J. Manuf. Sci. Eng.* **2001**, 123, 562–566.
57. Ramulu, M.; Branson, T.; Kim, D. A Study on the Drilling of Composite and Titanium Stacks. *Composite structures* **2001**, 54, 67–77.
58. Ko, S.-L.; Lee, J.-K. Analysis of Burr Formation in Drilling with a New-Concept Drill. *Journal of materials processing technology* **2001**, 113, 392–398.
59. Olvera, D.; de Lacalle, L.N.L.; Urbikain, G.; Lamikiz, A.; Rodal, P.; Zamakona, I. Hole Making Using Ball Helical Milling on Titanium Alloys. *Machining Science and Technology* **2012**, 16, 173–188, doi:10.1080/10910344.2012.673958.
60. Lauderbaugh, L.K. Analysis of the Effects of Process Parameters on Exit Burrs in Drilling Using a Combined Simulation and Experimental Approach. *Journal of materials processing technology* **2009**, 209, 1909–1919.
61. Ahmad, J. Introduction to Polymer Composites. In *Machining of Polymer Composites*; Springer US: Boston, MA, 2009; pp. 1–35.
62. Uribe, C.L. Presente y futuro de un material revolucionario. *Metal actual* 6.
63. Teti, R. Machining of Composite Materials. *CIRP Annals* **2002**, 51, 611–634, doi:10.1016/S0007-8506(07)61703-X.
64. Komanduri, R. Machining of Fiber-Reinforced Composites. *Machining Science and Technology* **1997**, 1, 113–152, doi:10.1080/10940349708945641.
65. Caggiano, A. Machining of Fibre Reinforced Plastic Composite Materials. *Materials* **2018**, 11, 442, doi:10.3390/ma11030442.
66. Lopresto, V.; Caggiano, A.; Teti, R. High Performance Cutting of Fibre Reinforced Plastic Composite Materials. *Procedia CIRP* **2016**, 46, 71–82, doi:10.1016/j.procir.2016.05.079.
67. Lopresto, V.; Langella, A.; Caprino, G.; Durante, M.; Santo, L. Conventional Orthogonal Cutting Machining on Unidirectional Fibre Reinforced Plastics. *Procedia CIRP* **2017**, 62, 9–14, doi:10.1016/j.procir.2016.07.036.
68. Li, H.; Qin, X.; He, G.; Jin, Y.; Sun, D.; Price, M. Investigation of Chip Formation and Fracture Toughness in Orthogonal Cutting of UD-CFRP. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **2016**, 82, 1079–1088, doi:10.1007/s00170-015-7471-x.
69. Agarwal, H.; Amaranath, A.; Jamthe, Y.; Gururaja, S. An Investigation of Cutting Mechanisms and Strain Fields during Orthogonal Cutting in CFRPs. *Machining Science and Technology* **2015**, 19, 416–439, doi:10.1080/10910344.2015.1051539.
70. Chen, L.; Zhang, K.; Cheng, H.; Qi, Z.; Meng, Q. A Cutting Force Predicting Model in Orthogonal Machining of Unidirectional CFRP for Entire Range of Fiber Orientation. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **2017**, 89, 833–846, doi:10.1007/s00170-016-9059-5.
71. Khashaba, U.A.; El-Sonbaty, I.A.; Selmy, A.I.; Megahed, A.A. Machinability Analysis in Drilling Woven GFR/Epoxy Composites: Part II – Effect of Drill Wear. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* **2010**, 41, 1130–1137, doi:10.1016/j.compositesa.2010.04.011.



72. Murphy, C.; Byrne, G.; Gilchrist, M.D. The Performance of Coated Tungsten Carbide Drills When Machining Carbon Fibre-Reinforced Epoxy Composite Materials. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* **2002**, *216*, 143–152, doi:10.1243/0954405021519735.
73. Iliescu, D.; Gehin, D.; Gutierrez, M.E.; Girot, F. Modeling and Tool Wear in Drilling of CFRP. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **2010**, *50*, 204–213, doi:10.1016/j.ijmachtools.2009.10.004.
74. Lachaud, F.; Piquet, R.; Collombet, F.; Surcin, L. Drilling of Composite Structures. *Composite Structures* **2001**, *52*, 511–516, doi:10.1016/S0263-8223(01)00040-X.
75. Salguero, J.; Fernandez-Vidal, S.R.; Mayuet, P.; Vazquez-Martinez, J.M.; Alvarez, M.; Marcos, M. Methodology for the Study of the Quality of CFRP Dry Drilling Based on Macrogeometrical and Dimensional Deviations. *WJET* **2016**, *04*, 200–205, doi:10.4236/wjet.2016.43D024.
76. Kumar, D.; Singh, K.K.; Zitoune, R. Experimental Investigation of Delamination and Surface Roughness in the Drilling of GFRP Composite Material with Different Drills. *Advanced Manufacturing: Polymer & Composites Science* **2016**, *2*, 47–56, doi:10.1080/20550340.2016.1187434.
77. Uhlmann, E.; Richarz, S.; Sammler, F.; Hufschmied, R. High Speed Cutting of Carbon Fibre Reinforced Plastics. *Procedia Manufacturing* **2016**, *6*, 113–123, doi:10.1016/j.promfg.2016.11.015.
78. Inoue, H.; Aoyama, E.; Hirogaki, T.; Ogawa, K.; Matushita, H.; Kitahara, Y.; Katayama, T. Influence of Tool Wear on Internal Damage in Small Diameter Drilling in GFRP. *Composite Structures* **1997**, *39*, 55–62, doi:10.1016/S0263-8223(97)00068-8.
79. Ho-Cheng, H.; Dharan, C.K.H. Delamination during Drilling in Composite Laminates. **1990**.
80. Hocheng, H.; Tsao, C.C. The Path towards Delamination-Free Drilling of Composite Materials. *Journal of materials processing technology* **2005**, *167*, 251–264.
81. Isbilir, O.; Ghassemieh, E. Delamination and Wear in Drilling of Carbon-Fiber Reinforced Plastic Composites Using Multilayer TiAlN/TiN PVD-Coated Tungsten Carbide Tools. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* **2012**, *31*, 717–727.
82. Davim, J.P.; Reis, P.; Antonio, C.C. Experimental Study of Drilling Glass Fiber Reinforced Plastics (GFRP) Manufactured by Hand Lay-Up. *Composites Science and Technology* **2004**, *64*, 289–297.
83. Tsao, C.C.; Hocheng, H. The Effect of Chisel Length and Associated Pilot Hole on Delamination When Drilling Composite Materials. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **2003**, *43*, 1087–1092, doi:10.1016/S0890-6955(03)00127-5.
84. Rawat, S.; Attia, H. Characterization of the Dry High Speed Drilling Process of Woven Composites Using Machinability Maps Approach. *CIRP Annals* **2009**, *58*, 105–108, doi:10.1016/j.cirp.2009.03.100.
85. Krishnaraj, V.; Prabukarthi, A.; Ramanathan, A.; Elanghovan, N.; Senthil Kumar, M.; Zitoune, R.; Davim, J.P. Optimization of Machining Parameters at High Speed Drilling of Carbon Fiber Reinforced Plastic (CFRP) Laminates. *Composites Part B: Engineering* **2012**, *43*, 1791–1799, doi:10.1016/j.compositesb.2012.01.007.
86. Gaitonde, V.N.; Karnik, S.R.; Rubio, J.C.; Correia, A.E.; Abrão, A.M.; Davim, J.P. Analysis of Parametric Influence on Delamination in High-Speed Drilling of Carbon Fiber Reinforced Plastic Composites. *Journal of Materials Processing Technology* **2008**, *203*, 431–438, doi:10.1016/j.jmatprotec.2007.10.050.

87. Wei, Y.; An, Q.; Ming, W.; Chen, M. Effect of Drilling Parameters and Tool Geometry on Drilling Performance in Drilling Carbon Fiber-Reinforced Plastic/Titanium Alloy Stacks. *Advances in Mechanical Engineering* **2016**, *8*, 1–16, doi:10.1177/1687814016670281.
88. Xu, J.; El Mansori, M. Experimental Study on Drilling Mechanisms and Strategies of Hybrid CFRP/Ti Stacks. *Composite Structures* **2016**, *157*, 461–482, doi:10.1016/j.compstruct.2016.07.025.
89. Xu, J.; Mkaddem, A.; Mansori, M.E. Recent Advances in Drilling Hybrid FRP/Ti Composite: A State-of-the-Art Review. *Composite Structures* **2015**, *135*, 316–338, doi:10.1016/j.compstruct.2015.09.028.
90. Qi, Z.; Zhang, K.; Li, Y.; Liu, S.; Cheng, H. Critical Thrust Force Predicting Modeling for Delamination-Free Drilling of Metal-FRP Stacks. *Composite Structures* **2014**, *107*, 604–609, doi:10.1016/j.compstruct.2013.07.036.
91. Alonso Pinillo, U.; Girot Mata, F.; Polvorosa Teijeiro, R.; Lopez De La Calle Marcaide, L.N. Taladrado de materiales compuestos: problemas, prácticas recomendadas y técnicas avanzadas. *DYNAlI* **2017**, *92*, 188–193, doi:10.6036/8106.
92. Soussia, A.B.; Mkaddem, A.; El Mansori, M. Effect of Coating Type on Dry Cutting of Glass/Epoxy Composite. *Surface and Coatings Technology* **2013**, *215*, 413–420, doi:10.1016/j.surfcoat.2012.04.098.
93. Fujiwara, J.; Nagaura, R.; Tashiro, T.; Department of Mechanical Engineering, Graduate School of Engineering, Osaka University, 2-1 Yamada-oka, Suita, Osaka 565-0871, Japan; Department of Mechanical Systems, Osaka Prefecture University College of Technology, 26-12 Saiwai-cho, Neyagawa, Osaka 572-8572, Japan Drilling of CFRP/Ti6Al4V Stack Board. *Int. J. Automation Technol.* **2013**, *7*, 426–432, doi:10.20965/ijat.2013.p0426.
94. Ni, W. 2007-01-3814 Orbital Drilling of Aerospace Materials. **2018**.
95. Iyer, R.; Koshy, P.; Ng, E. Helical Milling: An Enabling Technology for Hard Machining Precision Holes in AISI D2 Tool Steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **2007**, *47*, 205–210, doi:10.1016/j.ijmachtools.2006.04.006.
96. Ozturk, O.M.; Kilic, Z.M.; Altintas, Y. Mechanics and Dynamics of Orbital Drilling Operations. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **2018**, *129*, 37–47, doi:10.1016/j.ijmachtools.2018.03.001.
97. Deitert, L. Orbital Drilling.; Aerospace Technology Conference and Exposition, October 18 2011; pp. 2011-01–2533.
98. Sun, D.; Keys, D.; Jin, Y.; Malinov, S.; Zhao, Q.; Qin, X. Hole-Making and Its Impact on the Fatigue Response of Ti-6AL-4V Alloy. *Procedia CIRP* **2016**, *56*, 289–292, doi:10.1016/j.procir.2016.10.085.
99. Sun, D.; Lemoine, P.; Keys, D.; Doyle, P.; Malinov, S.; Zhao, Q.; Qin, X.; Jin, Y. Hole-Making Processes and Their Impacts on the Microstructure and Fatigue Response of Aircraft Alloys. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **2018**, *94*, 1719–1726, doi:10.1007/s00170-016-9850-3.
100. Zhou, R.; Yang, W. Analytical Modeling of Residual Stress in Helical End Milling of Nickel-Aluminum Bronze., doi:10.1007/s00170-016-9145-8.
101. Debnath, S.; Reddy, M.M.; Yi, Q.S. Environmental Friendly Cutting Fluids and Cooling Techniques in Machining: A Review. *Journal of Cleaner Production* **2014**, *83*, 33–47, doi:10.1016/j.jclepro.2014.07.071.

102. Voss, R.; Henerichs, M.; Kuster, F.; Griethuysen, by J.-P. van Corrigendum to “Comparison of Conventional Drilling and Orbital Drilling in Machining Carbon Fibre Reinforced Plastics (CFRP)” [CIRP Ann. Manuf. Technol. 65 (2016) 137–140]. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* **2017**, 66, 559, doi:10.1016/j.cirp.2016.04.001.
103. Voss, R.; Henerichs, M.; Kuster, F. Comparison of Conventional Drilling and Orbital Drilling in Machining Carbon Fibre Reinforced Plastics (CFRP). *CIRP Annals* **2016**, 65, 137–140, doi:10.1016/j.cirp.2016.04.001.
104. Qin, X.; Wang, B.; Wang, G.; Li, H.; Jiang, Y.; Zhang, X. Delamination Analysis of the Helical Milling of Carbon Fiber-Reinforced Plastics by Using the Artificial Neural Network Model. *J Mech Sci Technol* **2014**, 28, 713–719, doi:10.1007/s12206-013-1135-2.
105. Denkena, B.; Boehnke, D.; Dege, J.H. Helical Milling of CFRP-Titanium Layer Compounds. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* **2008**, 1, 64–69, doi:10.1016/j.cirpj.2008.09.009.
106. WANG, H.; QIN, X.; LI, H. Machinability Analysis on Helical Milling of Carbon Fiber Reinforced Polymer. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing* **2015**, 9, JAMDSM0057–JAMDSM0057, doi:10.1299/jamdsm.2015jamdsm0057.
107. Sadek, A.; Meshreki, M.; Attia, M.H. Characterization and Optimization of Orbital Drilling of Woven Carbon Fiber Reinforced Epoxy Laminates. *CIRP Annals* **2012**, 61, 123–126, doi:10.1016/J.CIRP.2012.03.089.
108. Pereira, R.B.D.; Brandão, L.C.; de Paiva, A.P.; Ferreira, J.R.; Davim, J.P. A Review of Helical Milling Process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **2017**, 120, 27–48, doi:10.1016/j.ijmachtools.2017.05.002.
109. Zhou, L.; Dong, H.; Ke, Y.; Chen, G. Modeling of Non-Linear Cutting Forces for Dry Orbital Drilling Process Based on Undeformed Chip Geometry. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **2018**, 94, 203–216, doi:10.1007/s00170-017-0740-0.
110. Liu, J.; Chen, G.; Ji, C.; Qin, X.; Li, H.; Ren, C. An Investigation of Workpiece Temperature Variation of Helical Milling for Carbon Fiber Reinforced Plastics (CFRP). *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **2014**, 86, 89–103, doi:10.1016/j.ijmachtools.2014.06.008.
111. Zhou, L.; Dong, H.; Ke, Y.; Chen, G. Analysis of the Chip-Splitting Performance of a Dedicated Cutting Tool in Dry Orbital Drilling Process. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **2017**, 90, 1809–1823, doi:10.1007/s00170-016-9496-1.
112. Chen, G.; Ren, C.; Zou, Y.; Qin, X.; Lu, L.; Li, S. Mechanism for Material Removal in Ultrasonic Vibration Helical Milling of Ti–6Al–4V Alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **2019**, 138, 1–13, doi:10.1016/j.ijmachtools.2018.11.001.
113. Liu, C.; Wang, G.; Dargusch, M.S. Modelling, Simulation and Experimental Investigation of Cutting Forces during Helical Milling Operations. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **2012**, 63, 839–850, doi:10.1007/s00170-012-3951-4.
114. Zhao, Q.; Qin, X.; Ji, C.; Li, Y.; Sun, D.; Jin, Y. Tool Life and Hole Surface Integrity Studies for Hole-Making of Ti6Al4V Alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **2015**, 79, 1017–1026, doi:10.1007/s00170-015-6890-z.

115. Rey, P.A.; LeDref, J.; Senatore, J.; Landon, Y. Modelling of Cutting Forces in Orbital Drilling of Titanium Alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **2016**, *106*, 75–88, doi:10.1016/j.ijmachtools.2016.04.006.
116. Nespor, D. Process Force Prediction in Orbital Drilling of Process Force Prediction in Orbital Drilling of TiAl6V4. **2016**.
117. Qin, X. Da; Sun, X.T.; Wang, Q.; Chen, S.M.; Li, H. Comparative Study on Helical Milling and Drilling of Ti-6Al-4V. *Key Engineering Materials* **2012**, *499*, 200–204, doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.499.200.
118. Urbicain, G.; Olvera, D.; De Lacalle, L.N.L.; Zamakona, I.; Rodal, P. New Strategies for Hole Making in Ti-6Al-4V. *AIP Conference Proceedings* **2009**, *1181*, 361–369, doi:10.1063/1.3273651.
119. Wang, H.; Qin, X.; Li, H.; Tan, Y. A Comparative Study on Helical Milling of CFRP/Ti Stacks and Its Individual Layers. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **2016**, *86*, 1973–1983, doi:10.1007/s00170-015-8296-3.
120. QIN, X.; GUI, L.; LI, H.; RONG, B.; WANG, D.; ZHANG, H.; ZUO, G. Feasibility Study on the Minimum Quantity Lubrication in High-Speed Helical Milling of Ti-6Al-4V. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing* **2012**, *6*, 1222–1233, doi:10.1299/jamdsm.6.1222.
121. Ji, C.; Li, Y.; Qin, X.; Zhao, Q.; Sun, D.; Jin, Y. 3D FEM Simulation of Helical Milling Hole Process for Titanium Alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **2015**, *81*, 1733–1742, doi:10.1007/s00170-015-7323-8.
122. Qin, X.; ZHANG, X.; LI, H.; RONG, B.; WANG, D.; ZHANG, H.; ZUO, G. Comparative Analyses on Tool Wear in Helical Milling of Ti-6Al-4V Using Diamond-Coated Tool and TiAlN-Coated Tool. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing* **2014**, *8*, JAMDSM0004–JAMDSM0004, doi:10.1299/jamdsm.2014jamdsm0004.
123. Liu, J.; Ren, C.; Qin, X.; Li, H. Prediction of Heat Transfer Process in Helical Milling. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **2014**, *72*, 693–705, doi:10.1007/s00170-014-5662-5.
124. Walter Tools » Engineering Kompetenz Available online: <https://www.walter-tools.com/en-gb/pages/default.aspx> (accessed on 7 May 2019).
125. Sandvik Coromant Knowledge Available online: <https://www.sandvik.coromant.com/es-es/knowledge/machining-formulas-definitions/pages/milling.aspx> (accessed on 7 May 2019).
126. Brinksmeier, E.; Fangmann, S.; Meyer, I. Orbital Drilling Kinematics. *Production Engineering* **2008**, *2*, 277–283, doi:10.1007/s11740-008-0111-7.
127. He, G.; Li, H.; Jiang, Y.; Qin, X.; Zhang, X.; Guan, Y. Helical Milling of CFRP/Ti-6Al-4V Stacks with Varying Machining Parameters. *Transactions of Tianjin University* **2015**, *21*, 56–63, doi:10.1007/s12209-015-2360-9.
128. Wang, H.; Qin, X.; Li, H. Machinability Analysis on Helical Milling of Carbon Fiber Reinforced Polymer. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing* **2015**, *9*.
129. B. Denkena, D. Nespor, M. Rehe, J.H.D. Process Force Prediction in Orbital Drilling of Process Force Prediction in Orbital Drilling of TiAl6V4. *Proceedings of the 9th International Conference on Advanced Manufacturing Systems and Technology (AMST'11)* **2016**, 113–128.

130. Urbicain, G.; Olvera, D.; De Lacalle, L.N.L.; Zamakona, I.; Rodal, P. New Strategies for Hole Making in Ti-6Al-4V. *AIP Conference Proceedings* **2009**, *1181*, 361–369, doi:10.1063/1.3273651.
131. Qin, X.D.; Sun, X.T.; Wang, Q.; Chen, S.M.; Li, H. Comparative Study on Helical Milling and Drilling of Ti-6Al-4V. *Key Engineering Materials* **2012**, *499*, 200–204, doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.499.200.
132. Sun, D.; Keys, D.; Jin, Y.; Malinov, S.; Zhao, Q.; Qin, X. Hole-Making and Its Impact on the Fatigue Response of Ti-6AL-4V Alloy. *Procedia CIRP* **2016**, *56*, 289–292, doi:10.1016/j.procir.2016.10.085.
133. Fernández-Vidal, S.R.; Mayuet, P.; Rivero, A.; Salguero, J.; Del Sola, I.; Marcos, M. Analysis of the Effects of Tool Wear on Dry Helical Milling of Ti6Al4V Alloy. *Procedia Engineering* **2015**, *132*, 593–599, doi:10.1016/j.proeng.2015.12.536.
134. Wang, H.; Qin, X.; Li, H.; Tan, Y. A Comparative Study on Helical Milling of CFRP/Ti Stacks and Its Individual Layers. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **2016**, *86*, 1973–1983, doi:10.1007/s00170-015-8296-3.
135. Zhou, L.; Dong, H.; Ke, Y.; Chen, G. Analysis of the Chip-Splitting Performance of a Dedicated Cutting Tool in Dry Orbital Drilling Process. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **2017**, *90*, 1809–1823, doi:10.1007/s00170-016-9496-1.
136. Liu, J.; Ren, C.; Qin, X.; Li, H. Prediction of Heat Transfer Process in Helical Milling. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **2014**, *72*, 693–705, doi:10.1007/s00170-014-5662-5.
137. Qin, X.; Zhang, X.; Li, H.; Rong, B.; Wang, D.; Zhang, H.; Zuo, G. Comparative Analyses on Tool Wear in Helical Milling of Ti-6Al-4V Using Diamond-Coated Tool and TiAlN-Coated Tool. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing* **2014**, *8*, JAMDSM0004–JAMDSM0004, doi:10.1299/jamdsm.2014jamdsm0004.
138. Ji, C.; Li, Y.; Qin, X.; Zhao, Q.; Sun, D.; Jin, Y. 3D FEM Simulation of Helical Milling Hole Process for Titanium Alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **2015**, *81*, 1733–1742, doi:10.1007/s00170-015-7323-8.
139. Qin, X.; Gui, L.; Li, H.; Rong, B.; Wang, D.; Zhang, H.; Zuo, G. Feasibility Study on the Minimum Quantity Lubrication in High-Speed Helical Milling of Ti-6Al-4V. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing* **2012**, *6*, 1222–1233, doi:10.1299/jamdsm.6.1222.
140. Brinksmeier, E.; Fangmann, S.; Meyer, I. Orbital Drilling Kinematics. *Production Engineering* **2008**, *2*, 277–283, doi:10.1007/s11740-008-0111-7.
141. Olvera, D.; de Lacalle, L.N.L.; Urbicain, G.; Lamikiz, A.; Rodal, P.; Zamakona, I. HOLE MAKING USING BALL HELICAL MILLING ON TITANIUM ALLOYS. *Machining Science and Technology* **2012**, *16*, 173–188, doi:10.1080/10910344.2012.673958.
142. Denkena, B.; Nesper, D.; Rehe, M.; Dege, J.H. Process Force Prediction in Orbital Drilling of TiAl6V4. In Proceedings of the 9th international conference on advanced manufacturing systems and technology; 2011; pp. 16–17.
143. Denkena, B.; Boehnke, D.; Dege, J.H. Helical Milling of CFRP-Titanium Layer Compounds. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* **2008**, *1*, 64–69, doi:10.1016/j.cirpj.2008.09.009.

144. Zhou, L.; Ke, Y.; Dong, H.; Chen, Z.; Gao, K. Hole Diameter Variation and Roundness in Dry Orbital Drilling of CFRP/Ti Stacks. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **2016**, *87*, 811–824, doi:10.1007/s00170-016-8528-1.
145. Rey, P.A.; LeDref, J.; Senatore, J.; Landon, Y. Modelling of Cutting Forces in Orbital Drilling of Titanium Alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **2016**, *106*, 75–88, doi:10.1016/j.ijmachtools.2016.04.006.
146. Zhao, Q.; Qin, X.; Ji, C.; Li, Y.; Sun, D.; Jin, Y. Tool Life and Hole Surface Integrity Studies for Hole-Making of Ti6Al4V Alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **2015**, *79*, 1017–1026, doi:10.1007/s00170-015-6890-z.
147. *El Mecanizado moderno: manual práctico*; Sandvik Coromant, 1994; ISBN 978-91-972299-2-0.
148. Mohn, W.R.; Bergh, M.R.V.D.; Slawson, T.; Mamon, O.L.; Buck, M.E.; Plank, D.; Wood, R.; Koster, W.P.; Gurganus, T.B. *ASM Handbook - Machining Process*; ISBN 978-0-87170-022-3.
149. Hadi, M.A.; Ghani, J.A.; Che Haron, C.H.; Kasim, M.S. Comparison between Up-Milling and down-Milling Operations on Tool Wear in Milling Inconel 718. *Procedia Engineering* **2013**, *68*, 647–653, doi:10.1016/j.proeng.2013.12.234.
150. Jozic; Sonja; Bajic; D.razen; Sandra, Topic. Flank Wear in Down and Up Milling. **2012**, *23*, 251–254.
151. Brinksmeier, E.; Fangmann, S. Burrs - Analysis, Control and Removal. **2010**, 31–45, doi:10.1007/978-3-642-00568-8.
152. Li, Z.; Liu, Q.; Ming, X.; Wang, X.; Dong, Y. Cutting Force Prediction and Analytical Solution of Regenerative Chatter Stability for Helical Milling Operation. *Int J Adv Manuf Technol* **2014**, *73*, 433–442, doi:10.1007/s00170-014-5793-8.
153. Li, Z.; Liu, Q.; Peng, C.; Sun, X. Cutting Force Modeling and Simulation for Hole-Making Process by Helical Milling. In *Proceedings of the Fourth International Seminar on Modern Cutting and Measurement Engineering*; International Society for Optics and Photonics, 2011; Vol. 7997, p. 799703.
154. Panc, N.; Bocanet, V.; Bulgaru, M.; Beldean, C. Research on Holes Finishing Operations Performance by Cutting. *Acta Technica Napocensis-Series: Applied Mathematics, Mechanics, and Engineering* **2014**, *57*.
155. Haiyan, W.; Xuda, Q.; Hao, L.; Chengzu, R. Analysis of Cutting Forces in Helical Milling of Carbon Fiber-Reinforced Plastics. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* **2013**, *227*, 62–74.
156. Chen, T.; Wang, C.; Xiang, J.; Wang, Y. Study on Tool Wear Mechanism and Cutting Performance in Helical Milling of CFRP with Stepped Bi-Directional Milling Cutters. *Int J Adv Manuf Technol* **2020**, *111*, 2441–2448, doi:10.1007/s00170-020-06305-7.



## **Capítulo 3. Metodología experimental**

En este capítulo se describe la metodología establecida para la consecución de los objetivos marcados en el primer capítulo. Esta metodología está basada en la situación analizada en el capítulo anterior, donde se exponen los problemas del taladrado, los nuevos requerimientos para la implementación de técnicas OWA y las características del fresado helicoidal como estrategia alternativa al taladrado convencional.

### **3.1. Introducción**

La metodología que se describe a continuación incluye aspectos básicos como la caracterización del material empleado y preparación de las probetas, selección de herramientas y parámetros de mecanizado, métodos para la evaluación y cuantificación de los defectos, así como de las señales de fuerza.

Para lograr estos objetivos es necesario la generación de procedimientos y protocolos que aseguren la reproducibilidad, repetitividad y trazabilidad en los ensayos. Estos procedimientos conducirán hacia unos resultados fiables sobre los que sustentar las conclusiones finales.

Para facilitar visualización de la metodología seguida, en la Figura 3.1 se presentan las principales fases seguidas en la misma.



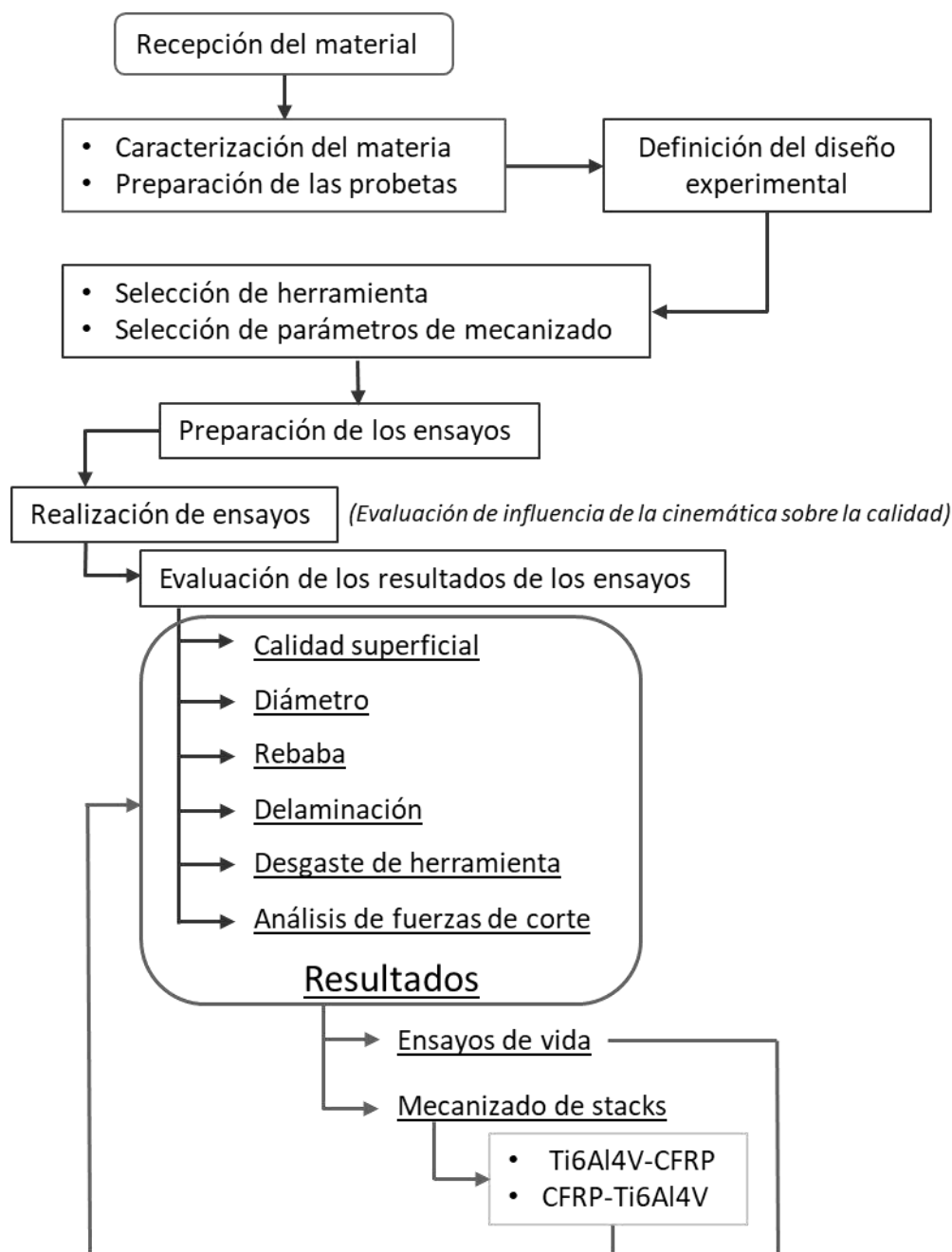


Figura 3.1. Flujograma de las principales fases de la metodología seguida.

### 3.2. Caracterización y preparación de los materiales de estudio

Antes de proceder a la realización de las operaciones de mecanizado, es necesario realizar operaciones que nos permitan comprobar, conocer y caracterizar los materiales que se están empleando. Con este objetivo, se muestran a continuación las características más importantes de los materiales empleados en este trabajo.

#### 3.2.1. Aleación de titanio Ti6Al4V

Para el caso de la aleación de titanio, se dispuso de dos materiales de diferentes lotes. Por un lado, se dispuso de una plancha de gran espesor que permitió la obtención

de las probetas para la primera fase experimental. El espesor del material es suficiente para la realización de dos ensayos de taladrado, por lo que se utiliza su espesor como ancho de probeta. De este modo, empleando un equipo de electroerosión por hilo (Figura 3.2 (a)) y determinando un espesor de 5mm se dispone el corte del material original para la obtención de las probetas con las dimensiones finales de 300 mm de largo, 30 mm de ancho y 5 mm de espesor (Figura 3.2 (b)).

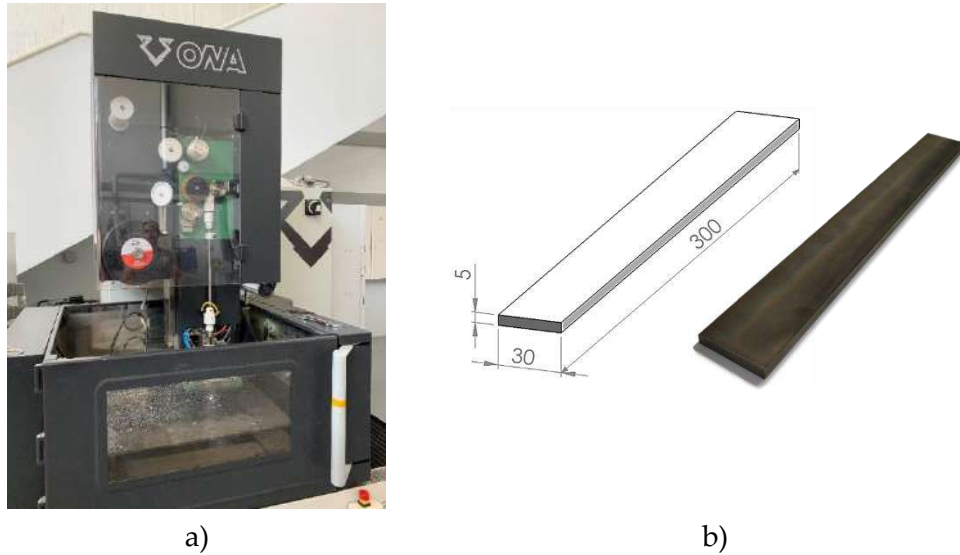


Figura 3.2. a) Equipo de electroerosión por hilo (WEDM). b) Dimensiones finales de la probeta.

Tras la obtención de las probetas en las dimensiones finales, se procedió a la realización de un proceso de pulido para eliminar la capa de óxido y mejorar la calidad superficial. Estas probetas serán las que se utilicen para la primera fase experimental, donde se determinara la influencia de los parámetros cinemáticos sobre los indicadores de calidad de los agujeros.

Sin embargo, en la última fase, donde se realizará las operaciones de mecanizado sobre los stacks, se ha empleado una plancha de dimensiones de 4 mm de espesor y 210 mm de ancho y largo.

### 3.2.1.1. Caracterización química

El análisis químico de composición de las probetas se realizó empleando técnicas OES (*Optical Emission Spectroscopy*). La aleación empleada debe presentar una composición dentro de los valores mostrados en la Tabla 3.1. [1].

Tabla 3.1. Porcentajes de los elementos que componen la aleación Ti6Al4V.

Aluminio, Al	Carbono, C	Hidrógeno, H	Hierro, Fe	Nitrógeno, N	Oxígeno, O	Vanadio, V	Titanio, Ti
5 - 6,5%	≤0,08%	≤0,015%	≤0,30%	≤0,05%	≤0,20%	4,0%	90%

### 3.2.1.2. Dureza

Adicionalmente a los ensayos de composición química, se han realizado ensayos de dureza para caracterizar los materiales. Para la realización de estos ensayos se ha empleado un durómetro "Centaur rb2" y un patrón de dureza de  $517,9 \pm 7$  HV para una carga de 100 kgf (Figura 3.3), siguiendo la UNE-EN ISO 6507-1:2018 [2].



a)



b)

Figura 3.3. a) Durómetro Centaur. b) Patrón de dureza Vickers.

### 3.2.2. Material compuesto de fibra de carbono (CFRP)

El material seleccionado es un material compuesto de fibra de carbono que emplea una resina epoxi termoestable. Este tipo de material es muy empleado en el modelo Airbus 350 para la fabricación de paneles y puertas de carga, entre otros elementos.

Sobre este material se realizarán diferentes ensayos mecánicos para comprobar sus propiedades.

Se realizarán ensayos a cortadura interlaminar y ensayos de tracción bajos las normas UNE-EN ISO 14130 y UNE-EN ISO 527-4 respectivamente.

También se determinará la tempera de transición vítrea empleando técnicas de análisis dinámico mecánico (DMA, *Dynamic Mechanical Analyzer*).

### 3.3. Definición del diseño experimental

En una primera etapa, el objetivo principal consiste en obtener información sobre la influencia de los parámetros principales sobre los indicadores de calidad. Debido al elevado número de variables que definen el proceso, se ha optado por realizar un diseño experimental factorial fraccionado a dos niveles. Este tipo de diseños experimentales permite realizar solo una fracción o subconjunto de los ensayos experimentales necesarios en un diseño factorial completo. De esta forma se consigue un aprovechamiento de los

recursos disponibles, permitiendo obtener la información deseada. Al mismo tiempo se ha incluido un punto central que permitirá obtener información sobre la linealidad de las tendencias.

Para la realización del diseño se han incluido los siguientes factores o parámetros de mecanizado: velocidad de corte, velocidad de avance tangencial, velocidad de avance axial y sentido de giro. Se puede destacar que se tendrán tres variables cuantitativas y una cualitativa (sentido de giro).

La estructura del diseño factorial fraccionado que se ha seleccionado se muestra en Tabla 3.2. La fracción  $\frac{1}{2}$  indica que se realizarán la mitad de los ensayos y la resolución de diseño de IV describe en qué grado los efectos de un diseño factorial fraccionado forman estructuras de alias con otros efectos. La estructura de alias describe el patrón de confusión que ocurre en un diseño, es decir, cuando se ejecuta un diseño factorial fraccionado, uno o más de los efectos se confunden, lo que significa que no se pueden estimar por separado. Para el caso de estudio, ningún efecto principal forma estructura de alias con ningún otro efecto principal o interacciones de 2 factores, pero algunas interacciones de 2 factores forman estructuras de alias con otras interacciones de 2 factores, y los efectos principales forman estructuras de alias con las interacciones de 3 factores. El número de réplicas indica el número de repeticiones que se realizará para cada configuración, y el número de ensayos será el número total de ensayos a realizar.

**Tabla 3.2.** *Diseño factorial fraccionado.*

Resumen del diseño					
Factores:	4	Diseño de la base:	4; 8	Resolución:	IV
Ensayos:	*	Réplicas:	*	Fracción:	1/2
Bloques:	1	Puntos centrales (total):	2	Bloques:	1
Generadores del diseño: D = ABC					

*\*Dependerá del material del ensayo*

### 3.4. Selección de herramienta

Para la selección de la herramienta se ha teniendo en cuenta que el objetivo final es la realización de la operación de fresado helicoidal sobre stacks de materiales CFRP y titanio. En este sentido, partiendo de la experiencia en estudios previos y la literatura consultada, se plantea la hipótesis de que el material más exigente y que, por tanto, delimitará la vida de herramienta, será el titanio.

El diámetro de la herramienta se realiza en base al diámetro de agujero deseado, donde se ha seleccionado un valor de 6,35 mm, por ser un valor típicamente empleado en sector aeroespacial, y que puede encontrarse con facilidad en los estudios científicos. Tomando ese valor como referencia, se selecciona una herramienta cuyo diámetro se encuentre entre el 55 y el 95% del valor de diámetro objetivo, donde una herramienta de diámetro estándar 4 mm cumpliría los requisitos. Con este planteamiento inicial, se realiza una búsqueda de herramientas para para el mecanizado de este material dentro de los

catálogos del fabricante de herramientas KENDU, seleccionando la herramienta de referencia 6303.62, Figura 3.4.



Figura 3.4. Herramienta seleccionada.

Las características más destacadas de este modelo de herramienta son las siguientes:

- Diámetro de herramienta ( $D_t$ ) = 4 mm
- Número de dientes ( $z$ ) = 3
- Material de la herramienta HM MG 10, metal duro micro-grano.
- Fabricado bajo la norma DIN 6527L.
- Geometría de hélice de filo de corte.
- Ángulo de hélice variable:  $42^\circ \div 47^\circ$

Con la definición del diámetro objetivo del agujero y el diámetro de la herramienta, pueden realizarse algunos cálculos de interés, como el diámetro de la hélice que describirá y la excentricidad de la herramienta. También puede calcularse el parámetro G que determinará la relación entre material fresado y taladrado. Los resultados se muestran en la Tabla 3.1. .

Tabla 3.3. Parámetros de ensayo.

Parámetro	Valor
Diámetro de agujero ( $D_b$ )	6,35 mm
Diámetro de herramienta ( $D_t$ )	4 mm
Diámetro de hélice ( $D_h$ )	2,35 mm
Excentricidad ( $e$ )	1,175 mm
Relación G	1,52

### 3.5. Selección de los parámetros de mecanizado

La flexibilidad que aporta la estrategia de mecanizado de fresado helicoidal permitirá el empleo de diferentes parámetros en función del material. Esta modificación se realizará a través de la programación en control numérico en el centro de mecanizado

donde se realizarán los ensayos, programando una modificación de los parámetros al alcanzar la intercara de los materiales.

Por lo tanto, en la primera fase se realizará un estudio del mecanizado sobre los materiales por separado, seleccionando un rango de parámetros que se estime más oportuno en función de la literatura consultada, experiencia en proyectos previos y recomendaciones de fabricante, sin perder de vista que el proceso debe ser competitivo a nivel industrial.

### 3.5.1. Parámetros de mecanizado para la aleación de titanio Ti6Al4V

Para la selección de los parámetros de mecanizado sobre la aleación de titanio se ha tenido en cuenta la experiencia en proyectos anteriores, la información facilitada por algunos de los principales fabricantes de herramientas y los parámetros de mecanizado empleados en la bibliografía consultada. Para facilitar la visualización, se presenta en la Tabla 3.4 una lista de los artículos de investigación empleados en este apartado.

Antes de continuar, hay que destacar que los valores facilitados por el fabricante se recomiendan para una herramienta con recubrimiento y en entorno con lubricación, mientras que, para el caso de estudio, el mecanizado se realizará en ausencia de lubricante y la herramienta no dispondrá de recubrimiento. Adicionalmente se realiza una diferenciación entre los parámetros para el recantado y el ranurado, no encontrándose parámetros específicos para el fresado helicoidal.

**Tabla 3.4.** Artículos utilizados para la selección de los parámetros de mecanizado sobre la aleación de titanio.

<b>Título</b>	<b>Autor</b>
Comparative Study on Helical Milling and Drilling of Ti-6Al-4V	Xu Da Qin [3]
A comparative study on helical milling of CFRP/Ti stacks and its individual layers	H. Wang [4]
Hole making using ball helical milling on titanium alloys	D. Olvera [5]
Analysis of the chip-splitting performance of a dedicated cutting tool in dry orbital drilling process	Lan Zhou [6]
Tool wear and hole quality investigation in dry helical milling of Ti-6Al-4V alloy	Hao Li [7]
Tool life and hole surface integrity studies for hole-making of Ti6Al4V alloy	Quing Zhao [8]
Feasibility Study on the Minimum Quantity Lubrication in High-Speed Helical Milling of Ti-6Al-4V	Xuda Qin [9]
Modelling of cutting forces in orbital drilling of titanium alloy Ti-6Al-4V	P. A. Rey [10]
Prediction of heat transfer process in helical milling	Jie Liu [11]
3D FEM simulation of helical milling hole process for titanium alloy Ti-6Al-4V	Chunhui Ji [12]
Process Force Prediction in Orbital Drilling of TiAl6V4	B. Denkena [13]
Comparative analyses on tool wear in helical milling of Ti-6Al-4V using diamond-coated tool and TiAlN-coated tool	Xuda Qin [14]
Analysis of the Effects of Tool Wear on Dry Helical Milling of Ti6Al4V Alloy	S. Fernández [15]
Hole-making and its Impact on the Fatigue Response of Ti-6AL-4V Alloy	Dan Sun [16]
New Strategies For Hole Making In Ti-6Al-4V	G. Urbicain [17]

En la Figura 3.5, se muestra una gráfica donde se representan las velocidades de corte empleadas por los diferentes estudios de fresado helicoidal de titanio, incluyendo los valores para la herramienta específica (en las condiciones especificadas anteriormente).

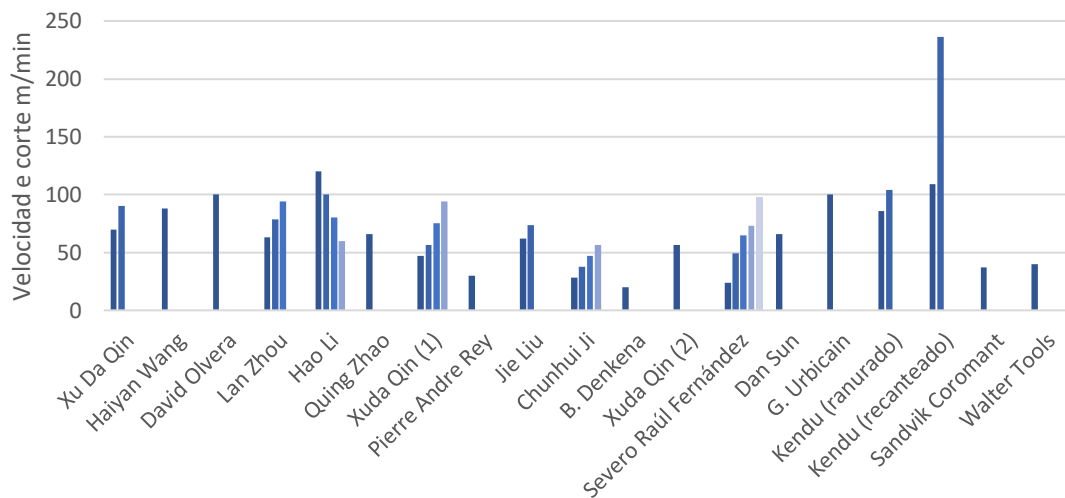


Figura 3.5. Valores de velocidad de corte.

Con esta información, se seleccionan los valores de 80 y 160 m/min para la realización de los ensayos. Esta selección de velocidades de corte se realiza buscando, por un lado, utilizar parámetros competitivos a nivel de productividad, y por otro, tener dos niveles bien diferenciados que permitan apreciar la clara influencia de este parámetro sobre las variables de salida.

Con estos valores de velocidad de corte se decide realizar tres agujeros para cada combinación de parámetros. Estas repeticiones permitirán estimar la dispersión de los resultados obtenidos con bajos niveles de desgaste.

La elección de los parámetros de velocidad de avance tangencial y axial se hace bastante más complejo. Como se ha mostrado en capítulos anteriores, hay varias formas de definir por completo el movimiento sobre el helicoides, y su elección se realizará en base a los objetivos que se persigan. En la bibliografía consultada estos parámetros se encuentran definidos en mm/diente, mm/min, o ángulo de rampa, entre otras unidades.

Para el caso de estudio, donde uno de los objetivos es el estudio de las fuerzas de corte, se ha considerado que el avance por diente es la forma más adecuada de definir el movimiento.

Aunque la herramienta empleada no dispone de una recomendación específica para esta aplicación, se ha realizado una búsqueda en otros dos fabricantes (Sandvik Coromant y Walter-Tools) a través de sus respectivas aplicaciones de búsqueda.

En la Figura 3.6 se muestran los valores empleados en la bibliografía consultada, donde las velocidades de avance se indican en mm/rev o mm/diente.

Los valores seleccionados han sido un avance de 0,015 y 0,03 mm/diente, rango que delimita la mayoría de las investigaciones.

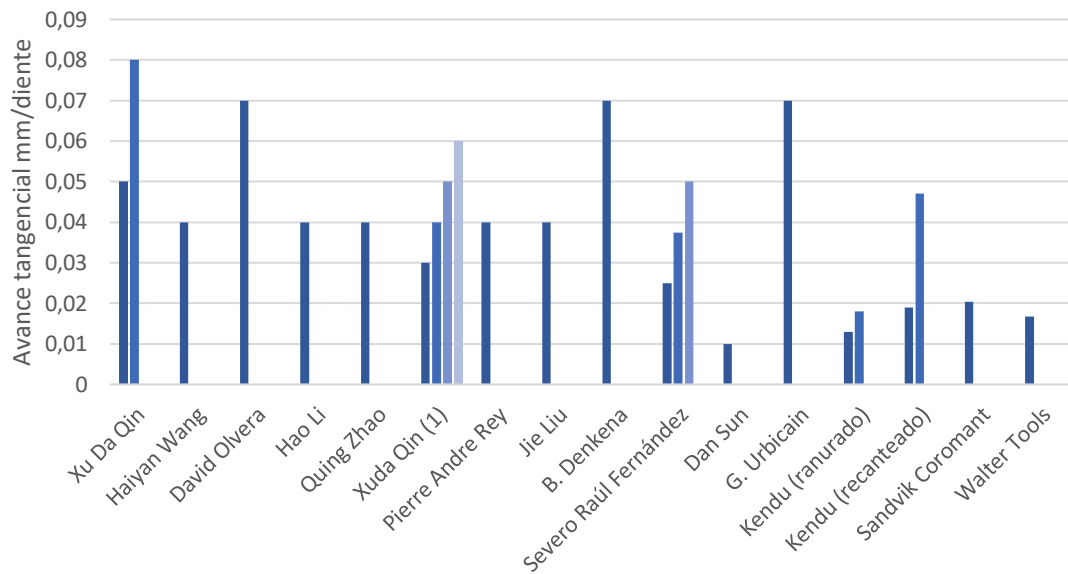


Figura 3.6. Velocidades de avance tangencial definido en milímetros por diente.

Para la elección de las velocidades de avance axial se han tenido en cuenta las recomendaciones de los fabricantes, junto con la bibliografía consultada. Este parámetro rara vez se facilita en las unidades empleadas, creando un importante obstáculo. En la bibliografía, una de las formas más habituales de aportar esta información es en mm/rev helicoidal ( $a_p$ ), Figura 3.7. Por otro lado, los fabricantes de herramientas suelen aportarlo como un ángulo de rampa, que junto con las velocidades de avance tangencial terminarán de definir el avance axial.

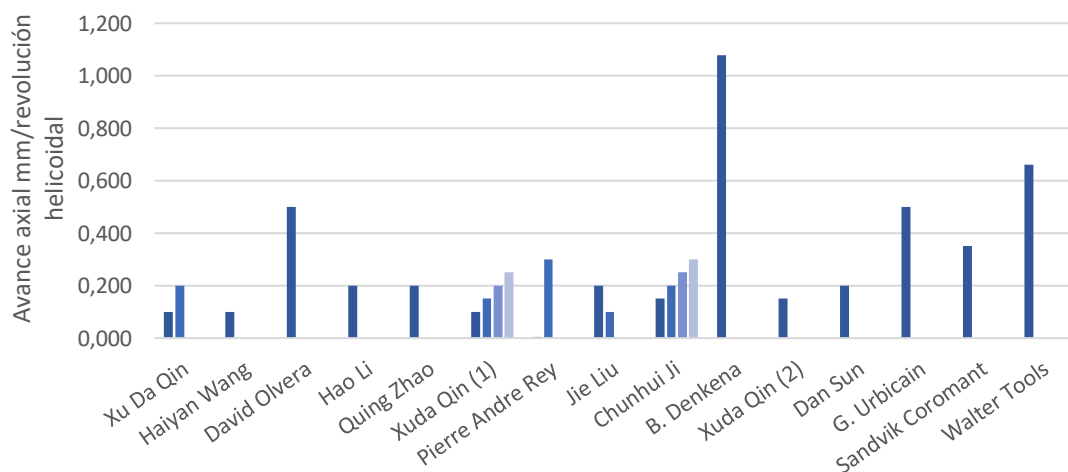


Figura 3.7. Velocidades de avance axial definido en milímetros por revolución helicoidal en la aleación de titanio.

Los valores seleccionados para el parámetro de velocidad axial son de 0,0005 y 0,001 mm/diente que en combinación con el avance tangencial generarían pasos de hélice entre 0,65 y 1,32 mm. Dependiendo de las unidades que definan este parámetro se



encontrará una mayor o menor diferencia en relación a otras investigaciones. Esto ocurre, por ejemplo, en el caso del ángulo de rampa o paso de hélice, al ser un parámetro que queda definido como combinación de velocidad axial y tangencial

En resumen, se ha realizado una consulta bibliográfica sobre la cual se ha basado la selección de los parámetros de mecanizado, donde se ha determinado una relación de 1:2 entre los niveles inferior y superior. Se ha determinado el empleo de las unidades en mm/diente para definir las velocidades de avance axial y tangencial, donde los valores finales se muestran en la Tabla 3.5.

**Tabla 3.5.** Valores de los parámetros de mecanizado de la aleación Ti6Al4V.

$V_c$ (m/min)	$F_{zt}$ (mm/diente)	$F_{za}$ (mm/diente)
80	0,015	0,0005
160	0,030	0,0010

### 3.5.2. Parámetros de mecanizado para material compuesto CFRP

De manera análoga a la aleación de titanio, se ha procedido a la selección de los parámetros de corte sobre el material compuesto CFRP. En este caso, no se dispone de información del fabricante de herramientas para este material, ya que como se ha indicado en apartados anteriores, es una herramienta específica para titanio.

Para facilitar la visualización, en la Tabla 3.6 se muestran los artículos de investigación revisados para la selección de los parámetros de corte.

**Tabla 3.6.** Artículos utilizados para la selección de los parámetros de mecanizado en CFRP.

Título	Autor
A novel reverse helical milling process for reducing push-out delamination of CFRP	Guolin Yang [18]
A comparative study on helical milling of CFRP/Ti stacks and its individual layers	H. Wang [4]
An investigation of workpiece temperature variation of helical milling for carbon fiber reinforced plastics (CFRP)	Jie Liu [19]
Machinability analysis on helical milling of carbon fiber reinforced polymer	H.Wang (2) [20]
Prediction of cutting forces in helical end milling fiber reinforced polymers	Devi Kallaa [21]
Comparative analysis of wobble milling, helical milling and conventional drilling of CFRPs	Csongor Pereszlai [22]
Comparison of conventional drilling and orbital drilling in machining carbon fiber reinforced plastics (CFRP)	Robert Voss [23]
Effect of Cutting Revolution Speed on Cutting Temperature in Helical Milling of CFRP Composite Laminates	Shigehiko Sakamoto [24]
Research on helical milling specialized tool based on chip-splitting mechanism	Q.L. Chen [25]
Delamination analysis of the helical milling of carbon fiber-reinforced plastics by using the artificial neural network model	Xuda Qin [26]
Characterization and optimization of orbital drilling of woven carbon fiber reinforced epoxy laminates	A. Sadek [27]

En la Figura 3.8, se muestra una gráfica donde se representan las velocidades de corte empleadas por los diferentes estudios.

Con esta información, se seleccionan los valores de 75 y 150 m/min para la realización de los ensayos, al comprender un rango en el que se encuentran la mayoría de investigaciones.

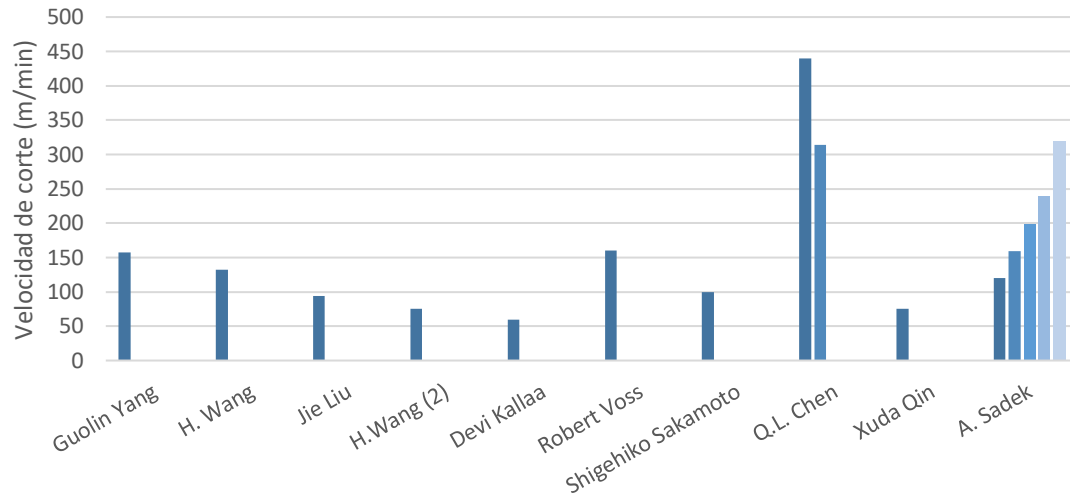


Figura 3.8. Velocidades de corte empleadas en CFRP (m/min).

Para la selección de las velocidades de avance tangencial se ha generado la gráfica como se muestra en la Figura 3.9.

De nuevo, se encuentra que la elección de las unidades en las que se introduce este parámetro conforma un punto esencial a tener en cuenta. La selección final ha sido de 0.030 y 0.060 mm/diente, teniendo en cuenta las mismas consideraciones que para la velocidad de corte.

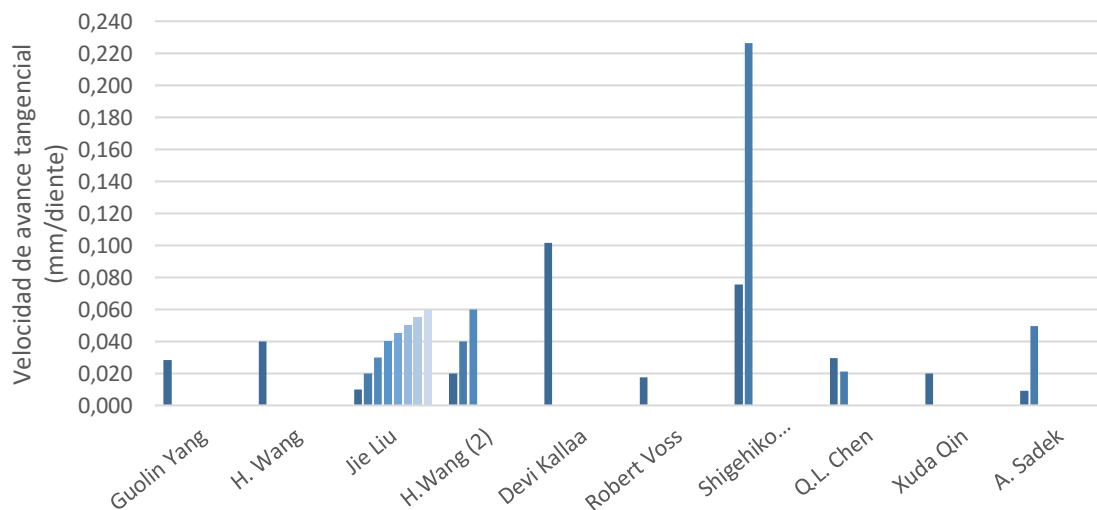


Figura 3.9. Velocidad de avance tangencia empleados en CFRP (mm/diente).

En el caso de las velocidades de avance axial, es donde mayores diferencias se han encontrado, pudiéndose observar valores que cuando se pasan a milímetros por diente son inferiores al micrómetro [4] y valores que lo multiplican hasta por 16 [27]. Del mismo modo que ocurría en la aleación de titanio, el parámetro más frecuentemente empleado es el paso de hélice.

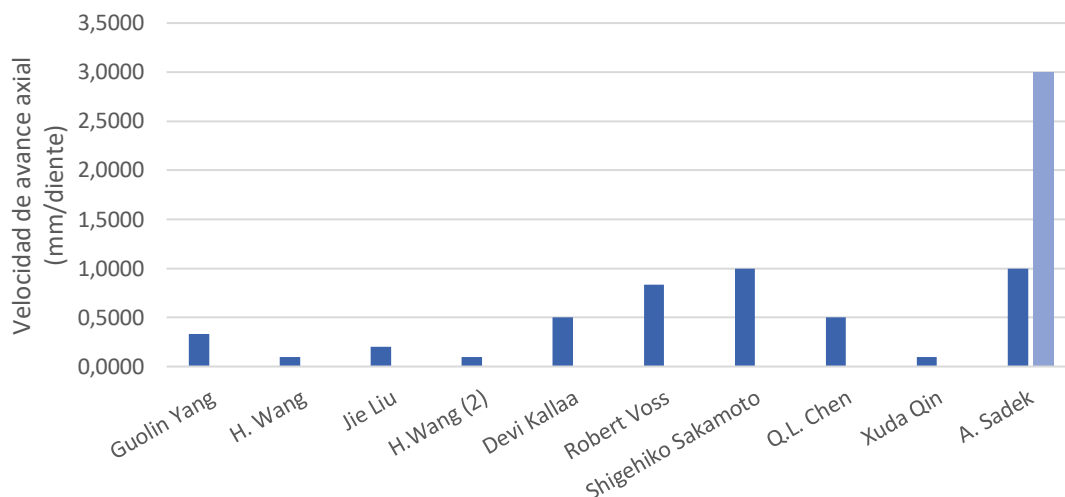


Figura 3.10. Velocidades de avance axial definido en milímetros por revolución helicoidal en CFRP.

En este escenario tan particular, se ha optado por valores de avance que mantuvieran un compromiso con las velocidades de avance tangencial seleccionadas, generando así ángulos de rampa asumibles y que redujeran el tiempo de mecanizado. De esta forma, los valores seleccionados finalmente fueron de 0,003 y 0,006 mm/diente, generando un paso de hélice entre 0,99 y 3.49 mm.

En resumen, se ha realizado una consulta bibliográfica sobre la cual se ha basado la selección de los parámetros de mecanizado, donde se ha determinado una relación de 1:2 entre los niveles inferior y superior. Se ha determinado el empleo de las unidades de mm/diente para definir las velocidades de avance axial y tangencial, donde los valores finales se muestran en la Tabla 3.7.

Tabla 3.7. Valores de los parámetros de mecanizado de CFRP.

$V_c$ (m/min)	$F_{zt}$ (mm/diente)	$F_{za}$ (mm/diente)
75	0,030	0,006
150	0,060	0,003

### 3.6. Preparación y ejecución de los ensayos

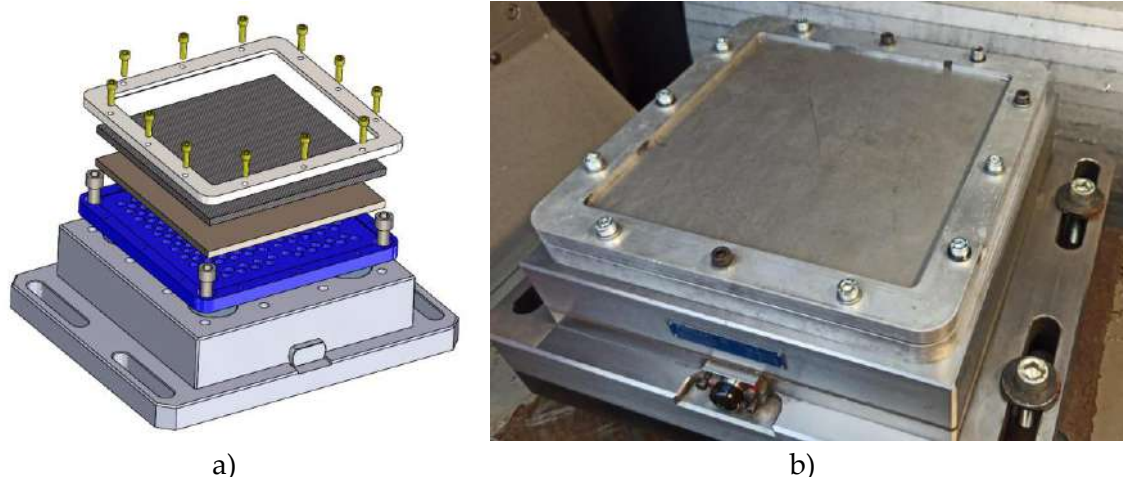
Una vez realizada la planificación de los ensayos, y con la información de los materiales y parámetros de mecanizado, se está en disposición de la ejecución de los mismos.

En primer lugar, la sujeción tanto de las probetas, como de la herramienta, es un factor clave para conseguir unos buenos resultados. De esta forma, las probetas para los ensayos individuales de la aleación de titanio tienen unas dimensiones de 30 x 300 x 5 mm, mientras que las probetas de material compuesto CFRP tienen unas dimensiones de 210 x 210 mm, por lo que serán necesarios diferentes sistemas de sujeción. Para la sujeción de la probeta se ha optado por una mordaza hidráulica fijada sobre la mesa dinamométrica. Esta sujeción aporta buena estabilidad al presentar buena superficie de contacto, **Figura 3.11.**



**Figura 3.11.** Sujeción de la probeta mediante mordaza hidráulica

Para la sujeción tanto de las probetas de CFRP como del Stack, se ha utilizado un utillaje que permite la sujeción de las planchas sobre la mesa dinamométrica. Este utillaje está compuesto de una base y un marco. La base se sujetará sobre la mesa dinamométrica con 4 tornillos M12, y el marco se sujeta las planchas de material sobre la base a través de 12 tornillos M6, **Figura 3.12.**



**Figura 3.12.** a) Sistema sujeción para planchas de 210 x 210 mm explosionado. b) Montaje real.

Por otro lado, para la sujeción de la herramienta se ha optado por la utilización de una pinza de precisión (**Figura 3.13 (a)**), montada en un portaherramientas tipo HSK-63A, quedando el conjunto final como se muestra en la **Figura 3.13 (b)**.

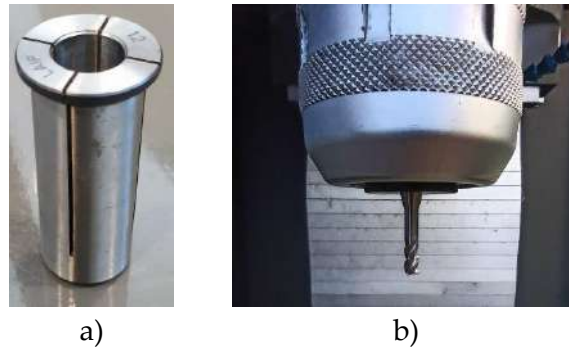


Figura 3.13. a) Pinza de precisión. b) Montaje sobre el portaherramientas.

Los ensayos de mecanizado se han realizado en un centro de mecanizado CNC de cinco ejes Kondia Five-400, con un husillo de alta velocidad de 18 kW que alcanza las 24.000 rev/min (Figura 3.14). El centro de mecanizado utiliza un controlador iTNC 530 de Heidenhain.



Figura 3.14. Centro de mecanizado Kondia Five-400.

La introducción de los parámetros de mecanizado en el control CNC del equipo es algo de crucial importancia. Para ello, es necesario conocer perfectamente los movimientos que describirá el equipo y los parámetros que solicitará para la descripción del mismo.

Para lograr que la herramienta describa la trayectoria correcta y con los parámetros de mecanizado deseados, es necesaria la realización de algunos cálculos adicionales, para los que se deberá disponer de toda la información del ensayo:

- En primer lugar, es necesaria la definición de la velocidad de corte, para lo cual es imprescindible conocer el diámetro de la herramienta y emplear la siguiente expresión:

$$n = \frac{V_c \cdot 1000}{\pi \cdot D_t} \quad (1)$$

Donde  $V_c$  es la velocidad de corte y  $D_t$  el diámetro de la herramienta.

- En segundo lugar, para el cálculo de la excentricidad será necesario conocer el diámetro de la herramienta y el diámetro del agujero ( $D_b$ ) que se desea obtener, empleando la siguiente expresión:

$$e = \frac{D_b - D_t}{2} \quad (2)$$

- Para la programación de la hélice, inicialmente se debe conocer la distancia que recorrerá la herramienta. En este caso particular, se ha programado una distancia de 9 mm. Esta distancia es suma del espesor de la plancha (5 mm), más dos incrementos correspondientes a las distancias de los planos de seguridad superior e inferior (2 + 2 mm).

Con el valor de la distancia a recorrer y conociendo información de las velocidades de avance axial y tangencial, pueden calcularse el número de orbitas que realizará, y a partir de ahí, los grados que debe girar la herramienta sobre la trayectoria helicoidal. Para ello, se pueden emplear las siguientes expresiones:

$$N = \left( \frac{e + \Delta_{entrada} + \Delta_{salida}}{\frac{\pi \cdot D_b \cdot V_{fa}}{V_f}} \right) \quad (3)$$

$$V_{fa} = f_{za} \cdot z \cdot n \quad (4)$$

$$V_{fht} = \frac{V_{ft}(D_b - D_t)}{D_b} \quad (5)$$

$$V_{ft} = f_{zt} \cdot z \cdot n \quad (6)$$

Siendo  $N$  el número de orbitas,  $e$  el espesor de la probeta,  $\Delta_{entrada}$  e  $\Delta_{salida}$  las distancias de los planos de seguridad superior e inferior,  $D_b$  el diámetro del agujero,  $V_{fa}$  la velocidad de avance axial en mm/min,  $V_{fht}$  la velocidad tangencial del centro de la herramienta sobre la trayectoria helicoidal en mm/min,  $f_{za}$  la velocidad axial en mm/diente,  $z$  el número de dientes,  $n$  las rev/min del husillo,  $V_{ft}$  la velocidad tangencial periférica en mm/min,  $D_t$  el diámetro de herramienta y  $f_{zt}$  la velocidad tangencial en mm/diente.

El sentido de giro, definido como  $DR\pm$  determinará si el mecanizado se realiza en oposición o en concordancia. El signo + determinará un sentido de giro horario, y el signo - determinará un sentido de giro anti horario (es importante recordar que el sentido de giro siempre es visualizado desde el punto de vista de la pieza). En resumen, al utilizar el signo - se estará realizando un mecanizado en concordancia, mientras que con el signo + se empleará un mecanizado en oposición.

Por último, la velocidad a la que se desplazará sobre la hélice será una suma vectorial de las velocidades de avance tangencial del centro de la herramienta y velocidad de avance axial, calculada como se muestra a continuación:

$$V_f = \sqrt{V_{fht}^2 + V_{fa}^2} \quad (7)$$

Con esto, la programación definirá con precisión la trayectoria deseada.

Estas líneas de programación se repiten tanto en los ensayos sobre la aleación de titanio, como sobre el material compuesto. Sin embargo, en el mecanizado de los stacks, aunque la programación básica es similar, se incluye una línea adicional en la intercara de ambos materiales. Con esta configuración de mecanizado, no se puede disponer de un plano de seguridad a la salida del primer material, por lo que se realiza una interpolación circular de 360° justo a la salida del primer material. Para ello se emplea la siguiente línea de código:

CP PA 360 DR- F107.73; Esta línea genera una interpolación circular polar de 360° con la velocidad indicada en *F* y el sentido definido por *DR*.

### 3.7. Evaluación de los parámetros de calidad del agujero

Es importante establecer desde un inicio cuáles serán los indicadores de calidad que se pretenden evaluar. Como se ha mostrado a lo largo del documento, estos indicadores de calidad pueden agruparse en diferentes categorías, de entre las cuales se han seleccionado los siguientes:

- Diámetro.
- Calidad superficial.
- Rebaba para la aleación metálica.
- Factor de delaminación para el material compuesto.

#### 3.7.1. Diámetro

La evaluación del diámetro se ha realizado mediante la medición directa con un micrómetro de interiores de tres contactos. El instrumento empleado es un micrómetro Micromar 44 A con un error límite de 4  $\mu\text{m}$  (Figura 3.15).



Figura 3.15. Micrómetro de interiores de tres contactos (rango 6-8 mm) junto con anillo patrón.

En primer lugar, se ha realizado una comprobación y calibración del equipo de medición empleando el anillo patrón. A continuación, se han realizado dos mediciones equidistantes 180° centradas en el espesor de la probeta (Figura 3.16).

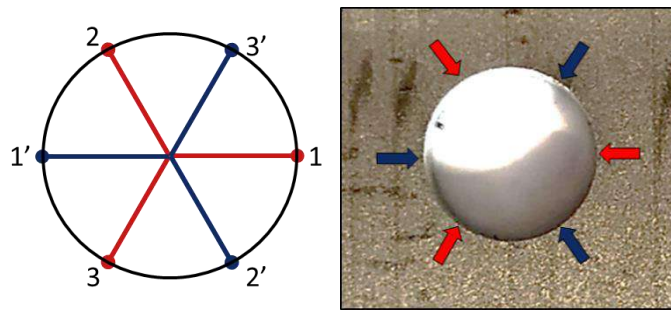


Figura 3.16. Disposición de las mediciones.

### 3.7.2. Calidad superficial

Para la evaluación de la calidad superficial se ha empleado un rugosímetro Mahr Perthometer PGK 120, equipado con un palpador MFW-250 (Figura 3.17). Este equipo permite la obtención de un perfil primario a partir del cual se obtienen los diferentes parámetros de rugosidad.



Figura 3.17. a) Rugosímetro Mahr Perthometer PGK 120. b) Palpador MFW-250.

Aunque se han registrado diferentes parámetros de calidad superficial, se ha establecido la rugosidad media aritmética ( $R_a$ ) como parámetro principal, ya es el principal parámetro empleado en la industria aeronáutica. Ésta ha sido evaluada bajo la norma UNE-EN ISO 4288:1998 [28]. Para ello, se han realizado dos mediciones sobre la superficie del agujero, a  $0^\circ$  y  $180^\circ$ , como se muestra en la Figura 3.18.



Figura 3.18. Posiciones de evaluación de la calidad superficial.



Para organizar y registrar las diferentes mediciones se ha establecido una plantilla que recoge la información más relevante de cada evaluación. La plantilla se estructura como se muestra en la Figura 3.19, donde se identifican diferentes zonas:

1. Información general.
2. Condiciones de exploración.
3. Parámetros de rugosidad.
4. Perfiles de rugosidad, ondulación y primario.

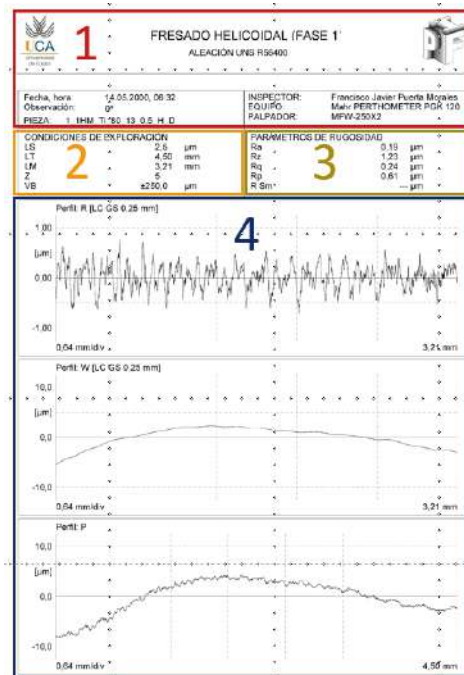


Figura 3.19. Ejemplo de plantilla para la evaluación de la calidad superficial.

### 3.7.3. Evaluación de la rebaba

La evaluación de la rebaba es un proceso complejo, donde la geometría irregular que presenta es el principal inconveniente. A nivel industrial, el valor empleado para la cuantificación de este defecto es la altura máxima de la rebaba, por lo que se ha generado un protocolo procedimental para su evaluación. La finalidad de este protocolo es asegurar la fiabilidad y repetitividad de la medición, garantizando que el valor obtenido se corresponde con el caso más desfavorable.

Para su evaluación se ha empleado el rugosímetro Mahr Perthometer PGK 120 (Figura 3.17), que permite la obtención de un perfil que es tratado posteriormente. Sin embargo, como se ha hecho referencia anteriormente, la irregularidad de la rebaba dificulta la obtención del valor de altura más desfavorable. Por este motivo, previo al empleo de este equipo, se realiza una inspección visual del contorno del agujero, tanto en la entrada como en la salida del mismo.

Para la inspección visual se ha empleado un microscopio estereoscópico Nikon SMZ 800. La magnificación de la imagen permite la detección de las zonas con mayores defectos de rebaba, siendo esas zonas marcadas para su posterior evaluación (Figura 3.20).

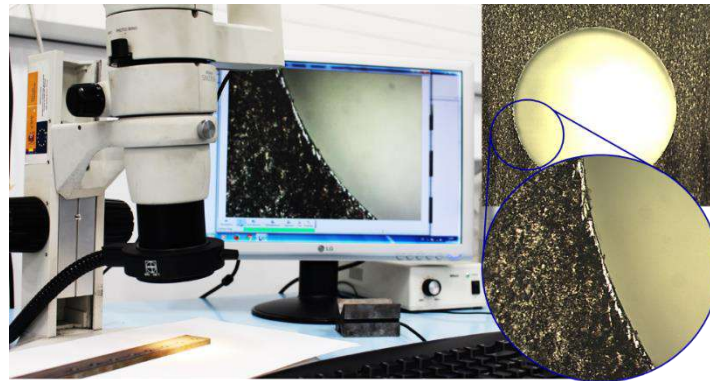


Figura 3.20. Detección de la rebaba con el microscopio Nikon SMZ-800.

La siguiente etapa es la obtención de un perfil en la zona donde se ha detectado mayor formación de rebaba. Este paso se realiza en el rugosímetro, en el que se obtienen al menos tres mediciones próximas a la zona más desfavorable (Figura 3.21). En los casos donde no se haya detectado visualmente un defecto de rebaba, se realizan tres mediciones equidistantes.

Para el cálculo de la altura de rebaba se parte del perfil (en formato de archivo de texto) obtenido con el rugosímetro, realizando un tratamiento matemático al mismo. Como puede observarse en la Figura 3.21, el perfil puede tener presentar una inclinación que debe corregirse. Para ello, se realiza una regresión lineal de mínimos cuadrados en el tramo inicial, y que se utiliza para corregir la pendiente.

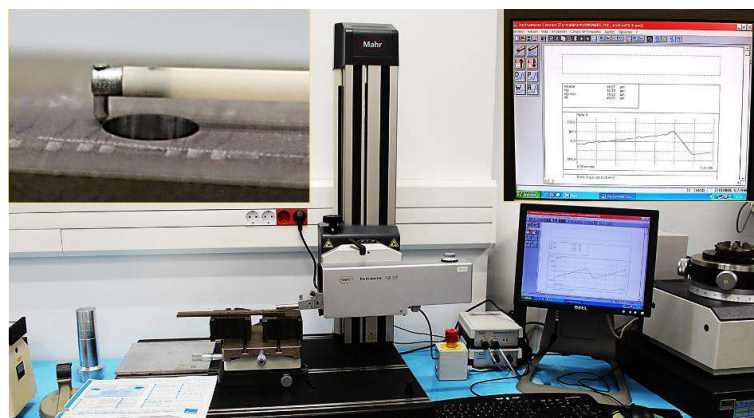


Figura 3.21. Obtención del perfil de la rebaba.

Una vez corregida esta inclinación, se dispone de un perfil perfectamente alineado donde se puede evaluar con facilidad este defecto. El valor que se obtiene se corresponde con el valor de altura máxima de rebaba en ese perfil. Para cada agujero se realiza el mismo procedimiento, considerándose el valor de altura de rebaba como el valor máximo obtenido de los diferentes perfiles.

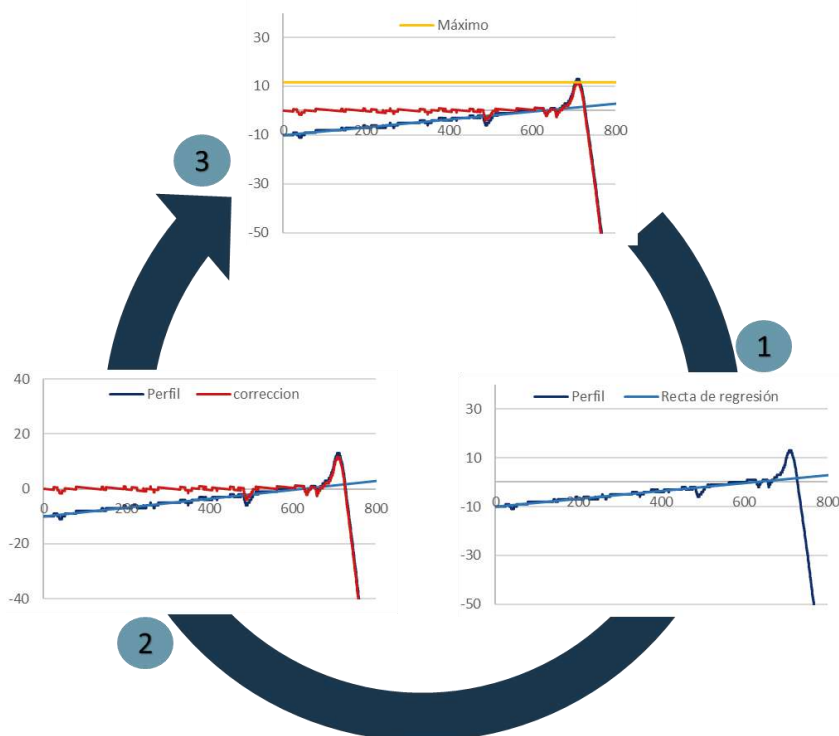


Figura 3.22. Procedimiento de medición de altura de rebaba.

### 3.7.4. Factor de delaminación

La evaluación de la delaminación es un proceso complejo, donde la necesidad de delimitar la zona dañada es el mayor inconveniente. Para su cuantificación se ha empleado el criterio de delaminación que define este factor como un cociente entre las áreas delaminada y nominal:

$$F_A = \frac{A_{del} - A_{nom}}{A_{nom}} \% \quad (8)$$

Donde  $D_{nom}$  y  $D_{max}$  son los diámetros nominal y máximo del agujero deseado, y  $A_{nom}$  y  $A_{del}$  son las áreas nominal y delaminada.

Este defecto suele ser más acusado a la salida del agujero, sin embargo, también puede aparecer en la entrada del mismo. Para su cuantificación se han empleado macrografía tomadas con el microscopio estereoscópico Nikon SMZ 800 y el software libre *imageJ*. Del mismo modo que para la evaluación de la rebaba, se ha generado un protocolo procedimental para la evaluación de este defecto, que se presenta a continuación.

La primera etapa se centra en la preparación de la imagen para facilitar la posterior selección del contorno donde se aprecia delaminación. El objetivo es ajustar las imágenes con blancos y negros pobres para crear blancos y negros más puros. La imagen mejora sustancialmente y genera una mejor definición del contorno que será muy útil para la selección del contorno delaminado, que finalmente se rellena con un color que tenga un buen contraste, Figura 3.23.

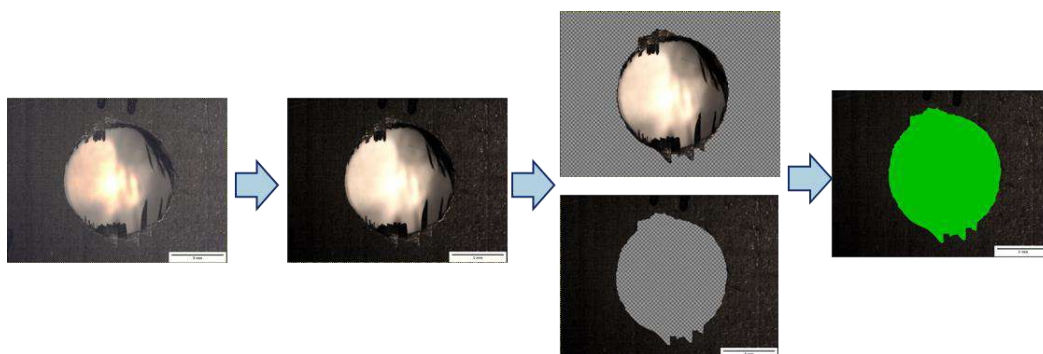


Figura 3.23. Preparación de la imagen y selección del contorno delaminado.

Para la medición del área se ha empleado el software *ImageJ*, mediante la selección de la zona que se desea medir. Esta medición arroja la información referida a la selección realizada, Figura 3.24.

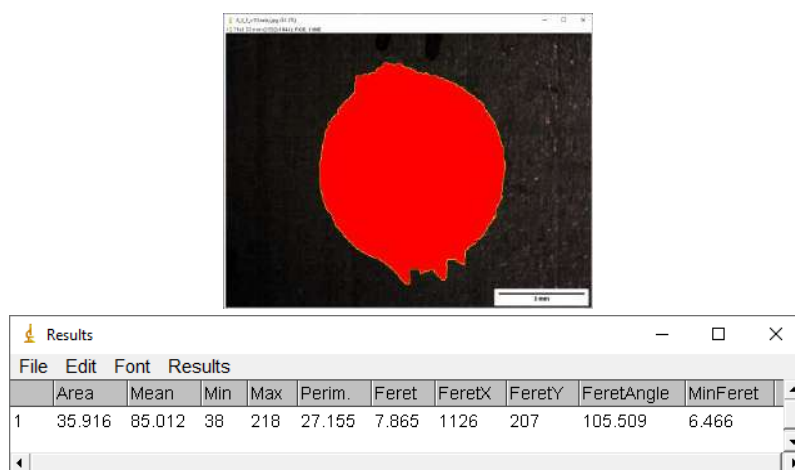


Figura 3.24. Selección del contorno con los ajustes "Threshold Color" y resultados de la medición.

### 3.8. Evaluación del desgaste de las herramientas

Como se ha mencionado anteriormente, las herramientas utilizadas carecen de recubrimiento y el mecanizado ha sido realizado en ausencia de lubricación. Estas condiciones generan un entorno muy agresivo donde las herramientas pueden sufrir un rápido desgaste.

También se conoce que los mecanismos de desgaste son muy diferentes en cada material, por lo que el primer paso debe ser detectar el mecanismo de desgaste predominante en cada caso para así poder desarrollar una metodología que permita cuantificar el desgaste de las herramientas seleccionadas de la manera más adecuada.

Así, para observar el tipo de desgaste predominante, por un lado se han realizado macrografías empleando un microscopio óptico *Nikon SMZ-800* (Figura 3.20), obteniendo imágenes 2D que permiten observar la modificación de la geometría inicial de la herramienta, bien por pérdida de material de la herramienta o por aportación desde el material de trabajo. Por otro lado, se han empleado técnicas de microscopía electrónica de barrido (SEM) y mapeados de elementos químicos obtenidos mediante espectroscopia de dispersión de energía (EDS) empleando el equipo *Zeiss EVO 40*, Figura 3.25. Estas técnicas

permiten observar e identificar los elementos químicos presentes en la superficie de los filos de corte.

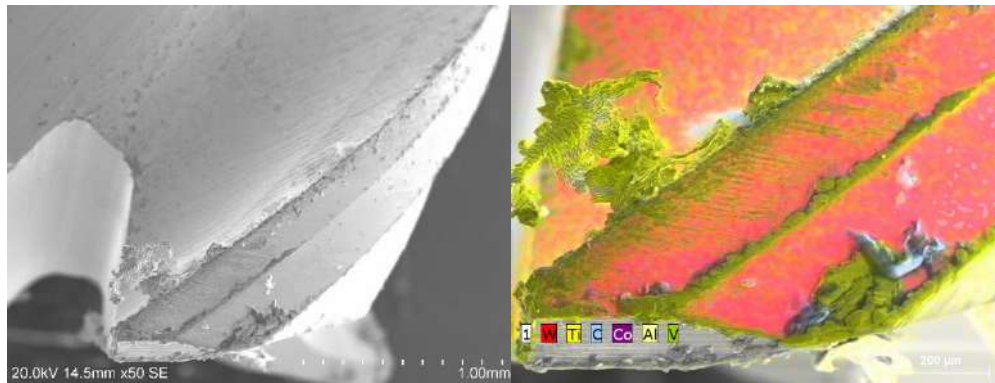


Figura 3.25. Imágenes SEM/EDS.

Para tratar la cuantificación del desgaste se han desarrollado dos procedimientos. Por un lado, se han empleado las imágenes adquiridas con el microscopio (2D), mientras que por otro, se ha empleado un microscopio de foco variable Alicona InfiniteFocus G5+, que permite la medición óptica 3D de alta precisión, Figura 3.26.

Mientras que las herramientas empleadas en el mecanizado de la aleación de titanio presentan una adhesión de material que dificulta la medición mediante imágenes 2D, el mecanizado del material compuesto presenta un desgaste abrasivo con un filo prácticamente limpio. Por este motivo, inicialmente se ha desarrollado una metodología para medir la pérdida de material en las herramientas empleadas en el mecanizado de material compuesto, que emplea las imágenes obtenidas en el microscopio óptico y se complementa con la evaluación en una segunda fase con el microscopio de foco variable.



Figura 3.26. Alicona InfiniteFocus G5+.

### 3.8.1. Evaluación mediante microscopio óptico

La evaluación del desgaste mediante microscopio óptico se ha realizado por comparación, es decir, inicialmente es necesario realizar macrografías de los filos de corte de una herramienta nueva, que son empleadas como referencia.

El primer paso ha sido precisamente el establecimiento de la superficie de referencia que se emplea para la comparación con el resto de herramientas. Para ello, sobre una herramienta nueva se ha realizado un recorte del perfil del filo para posteriormente eliminarlo y a continuación rellenar ese espacio con un color que tenga un buen contraste.

El siguiente paso ha sido realizar el recorte del filo de la herramienta sobre la que se desea medir el desgaste, y su posterior superposición sobre el de referencia, Figura 3.27.

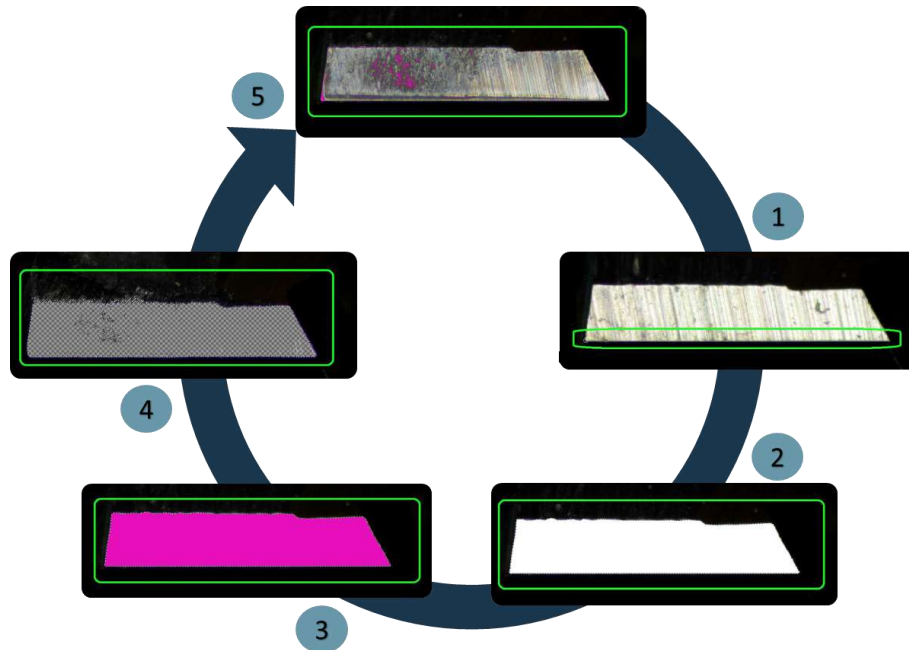


Figura 3.27. Preparación de superficie de referencia y posterior evaluación del desgaste.

En el software *ImagJ*, se ha procedido a la medición de las áreas de los espacios que ha generado la superposición del filo desgastado sobre el nuevo, Figura 3.28.

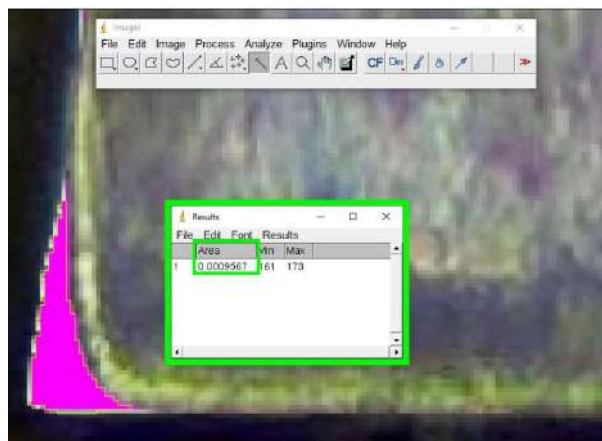


Figura 3.28 Medición de la pérdida de filo en el extremo del filo de la herramienta

En las imágenes tomadas con el microscopio, también se pudo apreciar un desgaste de flanco creciente desde el centro de la herramienta hacia la periferia. Este desgaste se muestra en forma de decoloración, que se toma como referencia para la comparación de las distintas herramientas.

Para medir la altura y tendencia, es necesario establecer un punto de referencia que se toma a partir de la herramienta nueva. Sobre el perfil del diente de la herramienta nueva se marcan dos diagonales para cada filo de herramienta, y en el punto de intersección se traza una línea vertical. El punto donde se cruza la línea vertical con el filo horizontal de corte se toma como cota cero para la medición de la altura de la decoloración. Para la medición de la tendencia del desgaste se han tomado los puntos de intersección de la línea vertical y diagonal con la decoloración del filo, Figura 3.29.

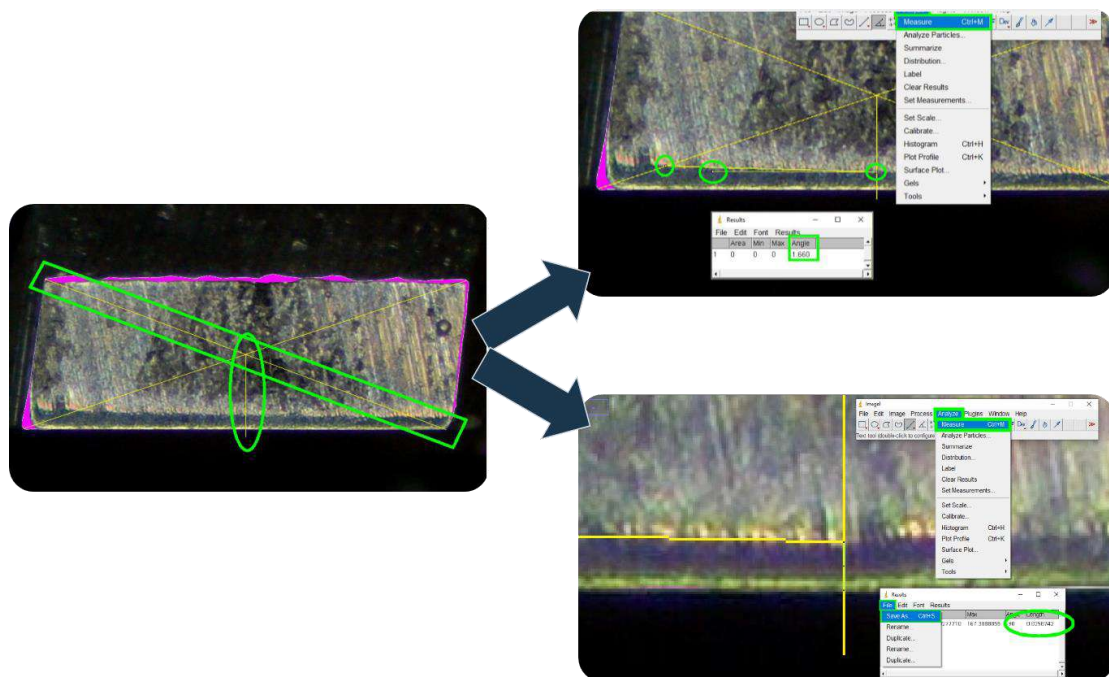


Figura 3.29. Procedimiento de medición de la altura y ángulo del desgaste de flanco.

### 3.8.2. Evaluación mediante microscopía de foco variable

Para la evaluación del desgaste de las herramientas a partir de modelos tridimensionales obtenidos con el equipo de foco variable, se ha empleado un módulo específico denominado *Edge Master*. Este módulo facilita la medición de diferentes parámetros como los radios de los filos o los ángulos de desprendimiento e incidencia, evaluándose tanto los filos frontales como los longitudinales.

La herramienta se sujeta en un plato de tres garras autocentrantes montado sobre un dispositivo que permite ajustar la rotación sobre el eje de la misma. Al mismo tiempo, este sistema de sujeción puede orientarse rotando sobre el eje horizontal, permitiendo posicionar los filos de la herramienta de una forma más accesible para la óptica.

En esta posición se busca el filo que se desea evaluar, y se ejecuta una subrutina implementada para la evaluación de los filos de las herramientas de corte. Esta subrutina genera un modelo tridimensional del filo de la herramienta, y al mismo tiempo, realiza 20 secciones en un plano perpendicular al filo. De cada sección se miden parámetros como el radio del filo de corte y los ángulos de desprendimiento e incidencia, Figura 3.30. El mismo

procedimiento se ejecuta en los filos longitudinales de la herramienta, realizando un total de seis informes por cada herramienta.

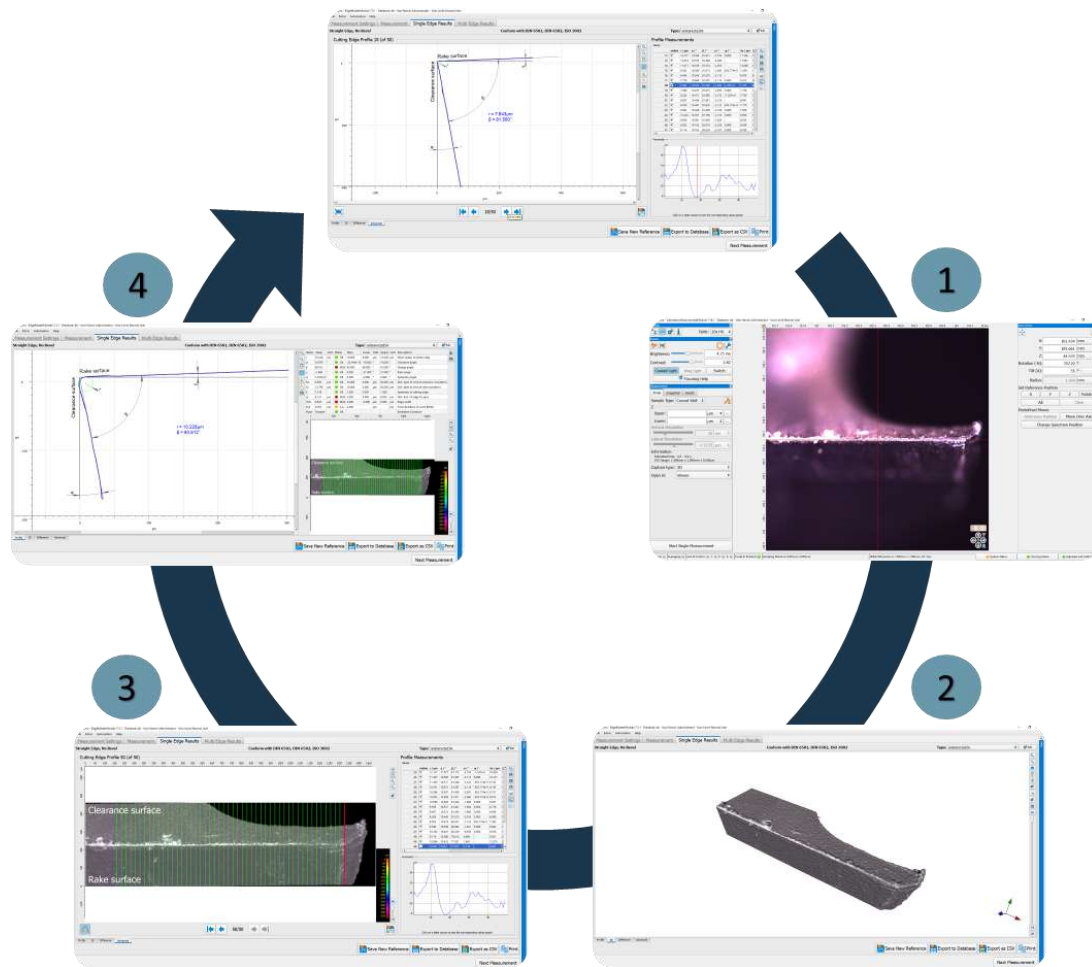


Figura 3.30. Evaluación del desgaste empleando el equipo Alicona.

### 3.9. Tratamiento de las señales de fuerza

Durante los ensayos de mecanizado, las señales de fuerza han sido monitorizadas y recogidas mediante una mesa dinamométrica. El modelo utilizado ha sido el modelo 9255B de la marca Kistler, Figura 3.31. a). La plataforma cuenta con sensores piezoeléctricos conectados a un amplificador de señal 5070A, también de Kistler, Figura 3.31. b).



Figura 3.31. a) Mesa dinamométrica Kistler 9255B. b) Amplificador Kistler 5070A.



Durante la obtención de las señales, debido a la sensibilidad del equipo adquisición, es frecuente que aparezcan ruidos o pequeñas derivaciones en la señal que puede ir aumentando con el tiempo. Con el fin de poder trabajar con una señal limpia y precisa, en el presente trabajo se ha desarrollado una metodología procedimental para el tratamiento de estas señales. Esta metodología busca la obtención de la información que estima más relevante de una forma rigurosa y precisa, minimizando al máximo los factores externos que pueden desvirtuar la señal. Para ello, se ha generado un procedimiento de trabajo cuyo flujograma se muestra en la Figura 3.32, y cuyas etapas se describen a continuación.

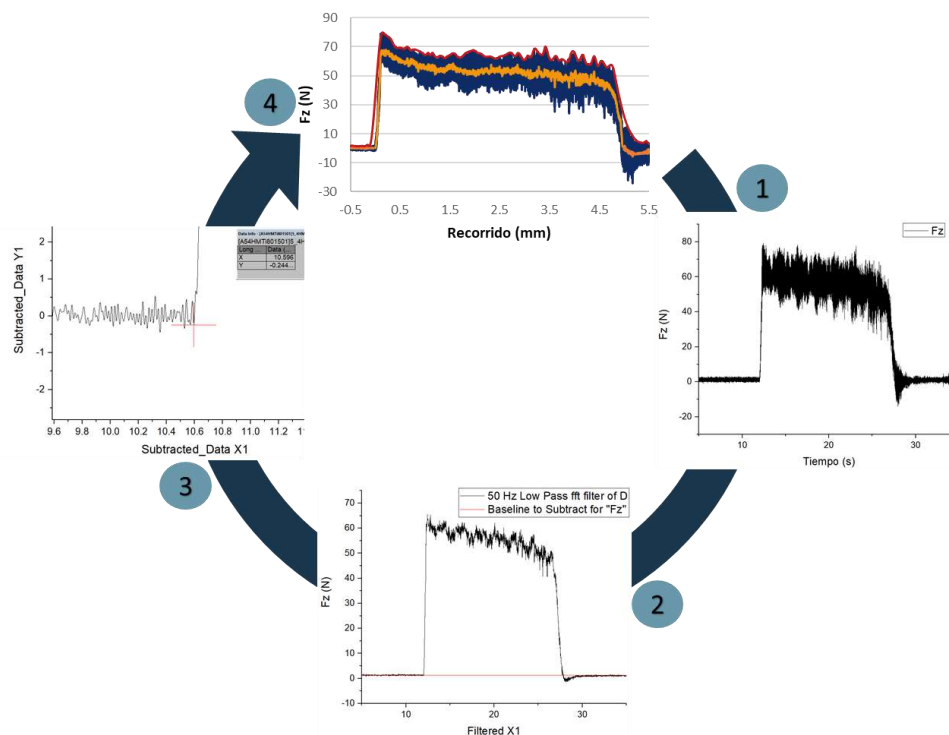


Figura 3.32. Flujograma de trabajo para el tratamiento de las señales de fuerza.

El primer paso tiene como objetivo interpretar la señal de fuerza corrigiendo la posible deriva que aparece. Para ello, se ha adquirido información sobre las frecuencias predominantes de la señal y eliminando los posibles ruidos. Es importante mencionar que el equipo de adquisición está configurado para una velocidad de adquisición de mil datos por segundos, lo que hace que el número de datos de cada ensayo sea muy elevado. Las unidades de las señales se encuentran en Newton para las fuerzas y segundos para el tiempo.

En este punto, cada una de las señales fuerza arroja información relevante. Sin embargo, para el caso de estudio se ha estimado que la señal que puede aportar una información más valiosa será la señal de fuerzas en la dirección perpendicular al plano de trabajo ( $F_z$ ). Como se ha mostrado en apartados anteriores, la fuerza en esta dirección es

uno de los factores que más influye en la formación de rebabas y delaminación, situándose como objeto principal de estudio.

Las señales de fuerza obtenidas muestran ruidos o interferencias que son ajenos al proceso de mecanizado, además de una derivación o inclinación que afectará en su medición y que será más acusada conforme aumente el tiempo.

Para tratar de minimizar el ruido de la señal permitiendo un tratamiento de los datos más preciso, se aplicará un filtro a la señal. Para el caso de estudio, se ha seleccionado un filtro de paso bajo de 50 Hz, con el que se reduce notablemente el ruido de la señal original, facilitando las etapas posteriores que van dirigidas a la alineación de la señal y búsqueda del momento exacto de contacto.

Para alinear la señal se genera una recta de ajuste al tramo inicial y final de la señal, para finalmente realizar una substracción de la misma a la señal principal.

Posteriormente, para facilitar la localización del punto que se considera como inicio del mecanizado, se emplea la señal con el filtro de paso bajo ya alineada.

El resultado final es una señal que parte de un valor de -0.5 mm hasta los 5.5 mm, que facilita la extracción de la información que se estima más relevante, y que para el caso de estudio han sido el valor medio de la fuerza, el valor medio de la envolvente y el valor máximo de la señal.

### **3.10. Conclusiones particulares**

A lo largo del presente capítulo se han seleccionado los parámetros para los ensayos de mecanizado basándonos en los estudios recopilados en el capítulo anterior. Esta selección ha puesto de manifiesto la dificultad a la hora de la comparación de los parámetros de partida debido a la falta de uniformidad en la definición de la cinemática del proceso.

Estudios previos ha mostrado que tanto el desgaste de las herramientas, como de los defectos de formación de rebaba y delaminación necesitan de complejos procedimientos para su evaluación y cuantificación.

En este capítulo se ha desarrollado una metodología de trabajo soportada por procedimientos detallados que garantiza la fiabilidad, repetitividad, reproducibilidad y trazabilidad de las mediciones obtenidas.

### **3.11. Bibliografía consultada**

1. MatWeb Available online:  
<http://www.matweb.com/search/datasheet.aspx?matguid=78b68415e7f94c5bb42608a-ae72eeea4&ckck=1> (accessed on 22 July 2020).
2. AENOR. Norma UNE-EN ISO 6507-1:2018 Materiales Metálicos Ensayo de Dureza Vickers Parte 1: Método de Ensayo.

3. Qin, X.D.; Sun, X.T.; Wang, Q.; Chen, S.M.; Li, H. Comparative Study on Helical Milling and Drilling of Ti-6Al-4V. *Key Engineering Materials* 2012, 499, 200–204, doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.499.200.
4. Wang, H.; Qin, X.; Li, H.; Tan, Y. A Comparative Study on Helical Milling of CFRP/Ti Stacks and Its Individual Layers. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2016, 86, 1973–1983, doi:10.1007/s00170-015-8296-3.
5. Olvera, D.; de Lacalle, L.N.L.; Urbikain, G.; Lamikiz, A.; Rodal, P.; Zamakona, I. Hole Making Using Ball Helical Milling on Titanium Alloys. *Machining Science and Technology* 2012, 16, 173–188, doi:10.1080/10910344.2012.673958.
6. Zhou, L.; Dong, H.; Ke, Y.; Chen, G. Analysis of the Chip-Splitting Performance of a Dedicated Cutting Tool in Dry Orbital Drilling Process. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2017, 90, 1809–1823, doi:10.1007/s00170-016-9496-1.
7. Li, H.; He, G.; Qin, X.; Wang, G.; Lu, C.; Gui, L. Tool Wear and Hole Quality Investigation in Dry Helical Milling of Ti-6Al-4V Alloy. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2014, 71, 1511–1523, doi:10.1007/s00170-013-5570-0.
8. Zhao, Q.; Qin, X.; Ji, C.; Li, Y.; Sun, D.; Jin, Y. Tool Life and Hole Surface Integrity Studies for Hole-Making of Ti6Al4V Alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2015, 79, 1017–1026, doi:10.1007/s00170-015-6890-z.
9. Qin, X.; Gui, L.; Li, H.; Rong, B.; Wang, D.; Zhang, H.; Zuo, G. Feasibility Study on the Minimum Quantity Lubrication in High-Speed Helical Milling of Ti-6Al-4V. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing* 2012, 6, 1222–1233, doi:10.1299/jamdsm.6.1222.
10. Rey, P.A.; LeDref, J.; Senatore, J.; Landon, Y. Modelling of Cutting Forces in Orbital Drilling of Titanium Alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2016, 106, 75–88, doi:10.1016/j.ijmachtools.2016.04.006.
11. Liu, J.; Ren, C.; Qin, X.; Li, H. Prediction of Heat Transfer Process in Helical Milling. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2014, 72, 693–705, doi:10.1007/s00170-014-5662-5.
12. Ji, C.; Li, Y.; Qin, X.; Zhao, Q.; Sun, D.; Jin, Y. 3D FEM Simulation of Helical Milling Hole Process for Titanium Alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2015, 81, 1733–1742, doi:10.1007/s00170-015-7323-8.
13. B. Denkena, D. Nesper, M. Rehe, J.H.D. Process Force Prediction in Orbital Drilling of Process Force Prediction in Orbital Drilling of TiAl6V4. *Proceedings of the 9th International Conference on Advanced Manufacturing Systems and Technology (AMST'11)* 2016, 113–128.
14. Qin, X.; Zhang, X.; Li, H.; Rong, B.; Wang, D.; Zhang, H.; Zuo, G. Comparative Analyses on Tool Wear in Helical Milling of Ti-6Al-4V Using Diamond-Coated Tool and TiAlN-Coated Tool. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing* 2014, 8, JAMDSM0004–JAMDSM0004, doi:10.1299/jamdsm.2014jamdsm0004.
15. Fernández-Vidal, S.R.; Mayuet, P.; Rivero, A.; Salguero, J.; Del Sola, I.; Marcos, M. Analysis of the Effects of Tool Wear on Dry Helical Milling of Ti6Al4V Alloy. *Procedia Engineering* 2015, 132, 593–599, doi:10.1016/j.proeng.2015.12.536.

16. Sun, D.; Keys, D.; Jin, Y.; Malinov, S.; Zhao, Q.; Qin, X. Hole-Making and Its Impact on the Fatigue Response of Ti-6AL-4V Alloy. *Procedia CIRP* 2016, 56, 289–292, doi:10.1016/j.procir.2016.10.085.
17. Urbicain, G.; Olvera, D.; De Lacalle, L.N.L.; Zamakona, I.; Rodal, P. New Strategies for Hole Making in Ti-6Al-4V. *AIP Conference Proceedings* 2009, 1181, 361–369, doi:10.1063/1.3273651.
18. Yang, G.; Dong, Z.; Gao, S.; Bao, Y.; Kang, R.; Guo, D. A Novel Reverse Helical Milling Process for Reducing Push-out Delamination of CFRP. *Composite Structures* 2020, 253, 112778, doi:10.1016/j.compstruct.2020.112778.
19. Liu, J.; Chen, G.; Ji, C.; Qin, X.; Li, H.; Ren, C. An Investigation of Workpiece Temperature Variation of Helical Milling for Carbon Fiber Reinforced Plastics (CFRP). *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2014, 86, 89–103, doi:10.1016/j.ijmachtools.2014.06.008.
20. Wang, H.; Qin, X.; Li, H. Machinability Analysis on Helical Milling of Carbon Fiber Reinforced Polymer. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing* 2015, 9.
21. Kalla, D.; Sheikh-Ahmad, J.; Twomey, J. Prediction of Cutting Forces in Helical End Milling Fiber Reinforced Polymers. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2010, 50, 882–891, doi:10.1016/j.ijmachtools.2010.06.005.
22. Pereszlai, C.; Geier, N. Comparative Analysis of Wobble Milling, Helical Milling and Conventional Drilling of CFRPs. *Int J Adv Manuf Technol* 2020, 106, 3913–3930, doi:10.1007/s00170-019-04842-4.
23. Voss, R.; Henerichs, M.; Kuster, F.; Griethuysen, by J.-P. van Corrigendum to “Comparison of Conventional Drilling and Orbital Drilling in Machining Carbon Fibre Reinforced Plastics (CFRP)” [CIRP Ann. Manuf. Technol. 65 (2016) 137–140]. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 2017, 66, 559, doi:10.1016/j.cirp.2016.04.001.
24. Sakamoto, S.; Iwasa, H. Effect of Cutting Revolution Speed on Cutting Temperature in Helical Milling of CFRP Composite Laminates. *KEM* 2012, 523–524, 58–63, doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.523-524.58.
25. Chen, Q.L.; Chen, X.M.; Duan, Z.H.; Cun, W.Y. Research on Helical Milling Specialized Tool Based on Chip-Splitting Mechanism. *Advanced Materials Research* 2014, 1061–1062, 497–506, doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.1061-1062.497.
26. Qin, X.; Wang, B.; Wang, G.; Li, H.; Jiang, Y.; Zhang, X. Delamination Analysis of the Helical Milling of Carbon Fiber-Reinforced Plastics by Using the Artificial Neural Network Model. *J Mech Sci Technol* 2014, 28, 713–719, doi:10.1007/s12206-013-1135-2.
27. Sadek, A.; Meshreki, M.; Attia, M.H. Characterization and Optimization of Orbital Drilling of Woven Carbon Fiber Reinforced Epoxy Laminates. *CIRP Annals* 2012, 61, 123–126, doi:10.1016/J.CIRP.2012.03.089.
28. AENOR. Norma UNE-EN ISO 4288:1998 Especificación Geométrica de Producto (GPS) Calidad Superficial: Método Del Perfil Reglas y Procedimientos Para La Evaluación Del Estado Superficial.



## Capítulo 4. Resultados y discusión

En este capítulo se presentan y discuten los resultados obtenidos en este estudio. Estos resultados se han obtenido empleando los equipos, protocolos y procedimientos descritos en el Capítulo 3.

### 4.1. Introducción

La presentación de los resultados se distribuye en cuatro bloques bien diferenciados. En el primer bloque se presentarán los resultados obtenidos de la caracterización del material, tal y como se muestra en la Figura 4.1.

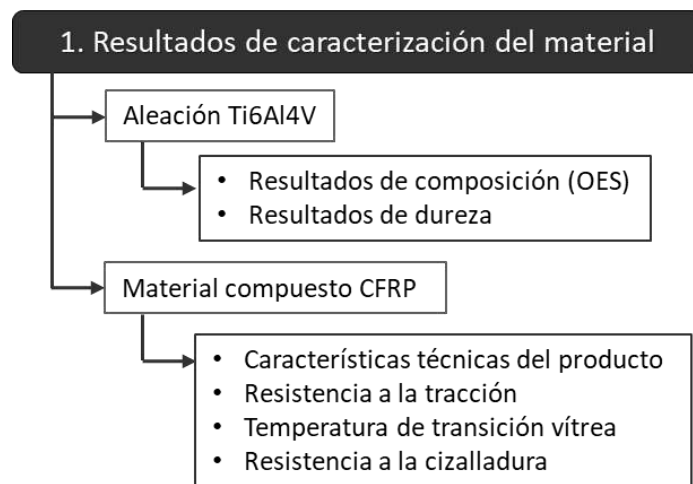


Figura 4.1. Diagrama de flujo para los resultados de caracterización del material.

El segundo bloque se corresponde con los resultados obtenidos durante los ensayos de fresado helicoidal sobre la aleación Ti6Al4V, que a su vez descompone en cuatro etapas, Figura 4.2.



Figura 4.2. Diagrama de flujo para los resultados de los ensayos sobre la aleación Ti6Al4V.

En la primera etapa se presentan los resultados de los ensayos cuyo objetivo principal es el análisis de la influencia de los parámetros de mecanizado sobre los indicadores de calidad de los agujeros.

A partir de los resultados, se realizó una ampliación de los ensayos experimentales. En esta segunda etapa se presentan los resultados de los ensayos cuyo objetivo era la selección de los parámetros de mecanizado más adecuados en función de la calidad.

A continuación, se realizaron ensayos de larga duración empleando los parámetros definidos en la fase previa. En esta tercera etapa se presentan los resultados obtenidos de los ensayos de larga duración.

Como último punto de este bloque, se presentan los resultados del análisis de fuerzas y evaluación de desgaste de las herramientas empleadas. El objetivo de este análisis es detectar y evaluar los mecanismos de desgaste predominantes en el fresado helicoidal de estas aleaciones y su correlación con los indicadores de calidad a través del estudio de las fuerzas de corte.

En el tercer bloque se presentan los resultados obtenidos durante los ensayos de fresado helicoidal sobre el material compuesto CFRP. En este bloque se exponen los resultados en términos de influencia de efectos principales, a partir de los que se extraen

conclusiones en los mismos términos que para la aleación de titanio. Por otro lado, se presentan los resultados de evaluación de fuerzas y desgaste de la herramienta, Figura 4.3.

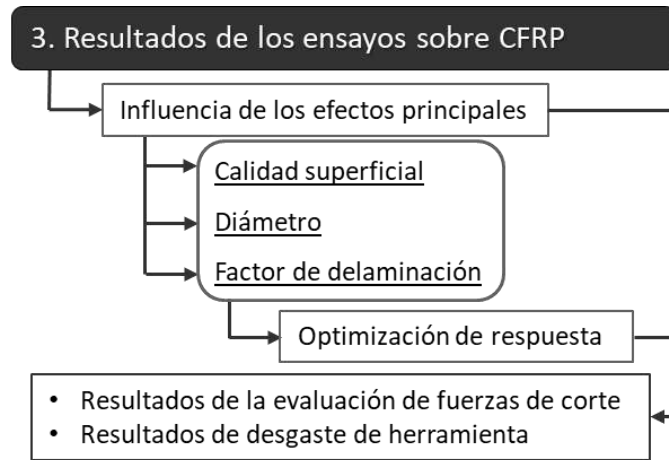


Figura 4.3. Diagrama de flujo para los resultados de los ensayos sobre CFRP.

Finalmente, en el último bloque se presentan los resultados obtenidos en los ensayos sobre los stacks empleando los parámetros de mecanizado seleccionados en las fases previas sobre las dos posibles configuraciones: Ti6Al4V/CFRP y CFRP/Ti6Al4V, Figura 4.4.

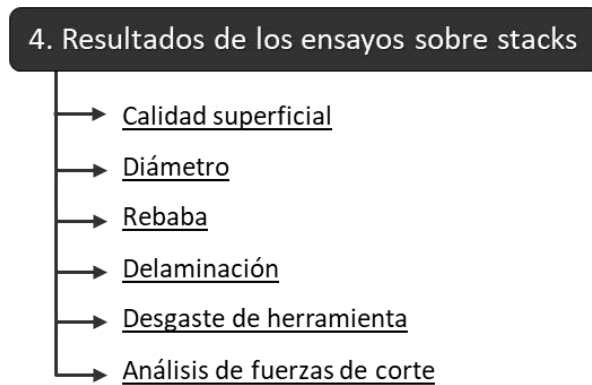


Figura 4.4. Diagrama de flujo para los resultados de los ensayos sobre estructuras híbridas.

## 4.2. Caracterización del material los materiales empleados

En este apartado se presentan los resultados obtenidos de los ensayos a los que los materiales fueron sometidos para su caracterización.

### 4.2.1. Caracterización de la aleación Ti6Al4V

Para la realización de los ensayos se emplearon materiales de diferentes lotes, por lo que los ensayos OES permitirán asegurar la composición de los materiales empleados.

Los resultados del análisis químico de las probetas se muestran en la Tabla 4.1, donde los resultados de la muestra 1 se corresponden con el material empleado en la



primera etapa de los ensayos, y los de la muestra dos, con el material empleado para la composición de las estructuras híbridas.

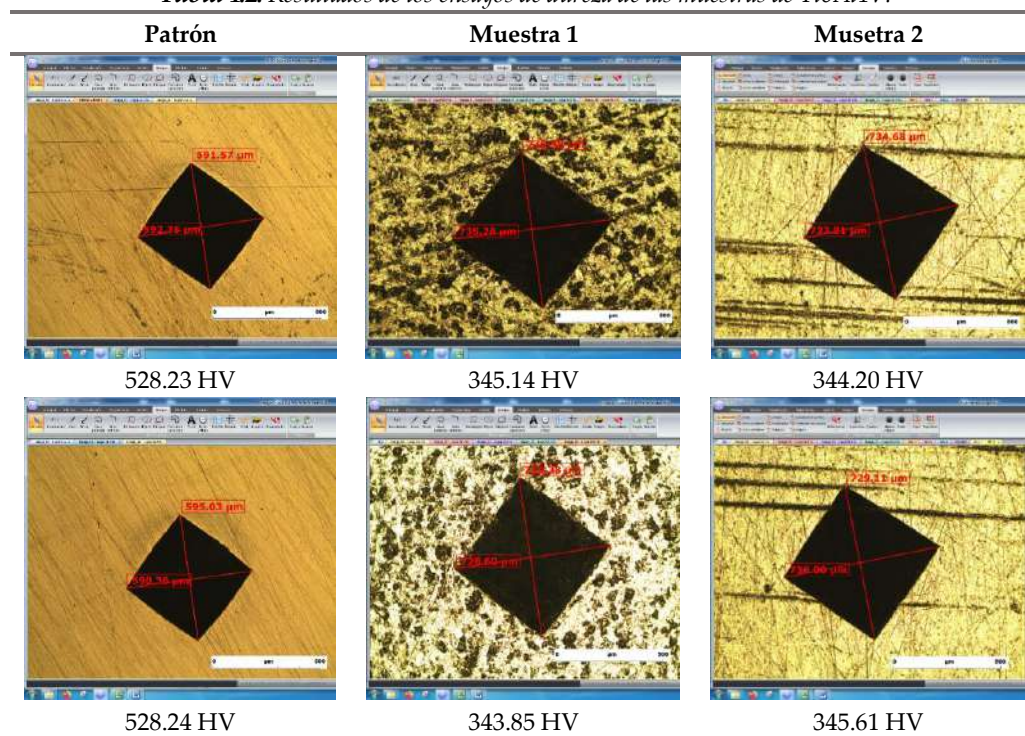
**Tabla 4.1.** Composición química de las probetas empleadas en la fase inicial.

Muestra	Aluminio, Al %	Vanadio, V %	Hierro, Fe %	Titanio, Ti %	Otros elementos %
1	6,37 ± 0,13	3,99 ± 0,02	0,11 ± 0,20	Resto	<0,5
2	6,19 ± 0,10	4,15 ± 0,17	0,11 ± 0,20	Resto	<0,5

En la Tabla 4.2 se muestran los resultados de las dos mediciones de dureza realizadas en cada muestra. Se ha tomado como referencia la información aportada en [1], donde el valor de la dureza para la aleación de titanio UNS R56400 es de 349 HV.

Los resultados han permitido comprobar que los materiales empleados se ajustan a la composición y propiedades de las aleaciones Ti6Al4V indicadas en el capítulo anterior, mostrando propiedades muy similares entre los diferentes lotes.

**Tabla 4.2.** Resultados de los ensayos de dureza de las muestras de Ti6Al4V.



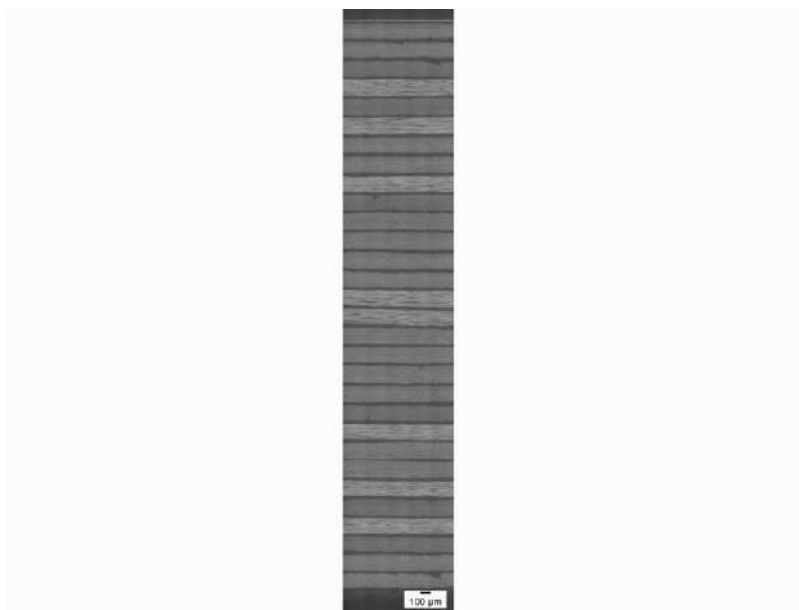
#### 4.2.2. Caracterización del material compuesto CFRP

El material seleccionado es un material compuesto de fibra de carbono y resina epoxi, cuyas características principales se muestran en la Tabla 4.3.

Las probetas están compuestas de 20 láminas de fibra de carbono unidireccional continua con modulo intermedio y con una configuración de apilado de (0/45/-45/0/90)<sub>2s</sub>. La configuración de apilado hace referencia a los grados de inclinación a la que se coloca la dirección de la fibra, a continuación, se repite la configuración de otras cinco capas para finalmente terminar realizando las mismas orientaciones de manera simétrica (Figura 4.5).

**Tabla 4.3.** Características generales del material CFRP.

Características	Descripción
Dimensiones	210 x 297 x 5 mm
Refuerzo	Fibra de carbono unidireccional
Orientación de la fibra	(0/45/-45/0/90) <sub>2s</sub>
Matriz	Resina Epoxi (34%)
Método de producción	Preimpregnado, curado en autoclave a 180°
Acabado	Con capa de fibra de vidrio (GFRP)



**Figura 4.5.** Montaje micrográfico de la muestra (500X).

En la industria aeroespacial, es usual que se añada una última capa de GFRP que puede cumplir varias funciones. Por un lado, evita el par galvánico que sucede cuando está en contacto con un metal con diferente potencial eléctrico (como puede ser el aluminio) en contacto con un electrolito (agua o rocío). Esta última capa, también tiene una función de refuerzo para evitar la delaminación en el CFRP durante las operaciones de mecanizado. La capa de GFRP no presenta una dirección de fibra unidireccional, sino que se presenta como un tejido de fibras entrelazadas. La trama y urdimbre le confieren una mayor resistencia a la delaminación.

Este material fue sometido a diferentes ensayos mecánicos para comprobar sus propiedades. Se realizaron ensayos a cortadura interlaminar (UNE-EN ISO 14130), ensayos de tracción (UNE-EN ISO 527-4), y determinación de las temperaturas de transición vítrea empleando técnicas de análisis dinámico mecánico (DMA, *Dynamic Mechanical Analyzer*). Los resultados obtenidos se muestran en la Tabla 4.4.

**Tabla 4.4.** Resultados de las propiedades del material CFRP.

Cortadura interlaminar	Resistencia a la tracción	Módulo elástico	Temperatura de transición vítrea
77 MPa	1.072 Mpa	62 GPa	167,54 °C

### 4.3. Resultados y evaluación del mecanizado de la aleación Ti6Al4V

Para la industria aeronáutica, los agujeros deben cumplir unos requerimientos muy exigentes, donde destacan las características de calidad superficial y tolerancias dimensionales. Al mismo tiempo, y como requisito indispensable para alcanzar la automatización de los procesos de ensamblado, en las aleaciones metálicas se exige minimizar la formación de rebaba. Con el objetivo del análisis de resultados centrados en estos requerimientos, a continuación, se detallan los resultados derivados de los estudios experimentales.

Los ensayos sobre la aleación de titanio se realizaron en tres etapas diferentes. La primera etapa realiza un diseño de ensayo fracción factorial con 8 ensayos más un punto central, realizándose tres agujeros con cada configuración. En vista de los resultados obtenidos se realizó una segunda etapa, completando así diseño factorial para un sentido de giro definido. Por último, con la configuración de parámetros más ventajosa en términos de calidad del agujero, se realiza un ensayo de larga duración donde se alcanzan los 72 agujeros.

#### 4.3.1. Fase 1 Titanio. Efectos principales.

##### 4.3.1.1. Evaluación de la calidad superficial

En cuanto a calidad superficial, el sector aeronáutico toma como parámetro más representativo la rugosidad media aritmética (Ra), donde generalmente se establecen valores máximos en torno a 1,6  $\mu\text{m}$  para las aleaciones metálicas.

Para facilitar la visualización de los resultados se ha generado la Tabla 4.5, donde se muestra la configuración y parámetros de cada ensayo.

**Tabla 4.5.** Configuración de parámetros fase 1 para el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

Config.	$V_c$ (m/min.)	$f_{zt}$ (mm/diente)	$f_{za}$ (mm/diente)	Sentido de giro	T. de mecanizado (s)
1	80	0,015	0,0005	Concordancia	31,416
2	160	0,015	0,0005	Oposición	15,708
3	80	0,03	0,0005	Oposición	31,416
4	160	0,03	0,0005	Concordancia	15,708
5	80	0,015	0,001	Oposición	15,708
6	160	0,015	0,001	Concordancia	7,854
7	80	0,03	0,001	Concordancia	15,708
8	160	0,03	0,001	Oposición	7,854
9	120	0,0225	0,00075	Concordancia	13,963
10	120	0,0225	0,00075	Oposición	13,963

Los resultados obtenidos en términos de Ra se muestran en la Tabla 4.6, donde las columnas hacen referencia a la configuración del ensayo, el número de agujeros, el valor de Ra de las dos mediciones equidistantes, el valor promedio y la desviación típica entre las medidas respectivamente.

**Tabla 4.6.** Resultados de Ra en la fase 1 de los ensayos sobre la aleación Ti6Al4V (Ra en  $\mu\text{m}$ ).

Configuración	Número de agujero	Ra 0°	Ra 180°	Ra Promedio	Ra Desviación
1	1	0,19	0,34	0,27	0,11
	2	0,28	0,22	0,25	0,04
	3	0,26	0,36	0,31	0,07
2	1	0,52	0,76	0,64	0,17
	2	0,73	0,57	0,65	0,11
	3	0,56	0,87	0,72	0,22
3	1	0,29	0,33	0,31	0,03
	2	0,27	0,36	0,32	0,06
	3	0,27	0,27	0,27	0,00
4	1	0,16	0,23	0,20	0,05
	2	0,23	0,23	0,23	0,00
	3	0,22	0,21	0,22	0,01
5	1	0,84	0,42	0,63	0,30
	2	1,34	1,09	1,22	0,18
	3	1,06	0,56	0,81	0,35
6	1	0,13	0,11	0,12	0,01
	2				
	3				
7	1	0,17	0,20	0,19	0,02
	2	0,16	0,15	0,16	0,01
	3	0,18	0,19	0,19	0,01
8	1	0,54	0,66	0,60	0,08
	2	0,90	0,45	0,68	0,32
	3	0,87	0,92	0,90	0,04
9	1	0,16	0,13	0,15	0,02
	2	0,33	0,34	0,34	0,01
	3	0,34	0,44	0,39	0,07
10	1	0,49	0,58	0,54	0,06
	2	0,74	0,54	0,64	0,14
	3	1,41	0,6	1,01	0,57

En ella puede observarse que los valores de las desviaciones entre las dos medidas son relativamente bajos en la mayoría de los casos, dando muestra de un proceso de mecanizado estable y un agujero homogéneo en términos de calidad. Por otro lado, también se observa una baja variabilidad a lo largo de los primeros agujeros, mostrando una buena repetitividad del proceso.

Por otro lado, la Figura 4.6, muestra una gráfica con los valores obtenidos y la evolución a lo largo de los tres agujeros. Al observar con mayor detenimiento los resultados, puede encontrarse una diferenciación entre los ensayos realizados en el sentido de concordancia y oposición, donde se aprecia unos valores sensiblemente menores para el mecanizado en concordancia.

Es de remarcar que, en cualquiera de las configuraciones los valores obtenidos se encuentran por debajo de los límites establecidos de  $1,6 \mu\text{m}$ .

También es destacable el hecho de que en la configuración de parámetros número 6, es decir, con  $V_c=160\text{m/min}$ ,  $f_{z1}=0,015\text{mm/diente}$ ,  $f_{z2}=0,001 \text{ mm/diente}$  y sentido en

concordancia, la herramienta ha sufrido una rotura catastrófica durante la ejecución del 2 agujero (Figura 4.7). Como ya observó Li [2], la velocidad de corte es la principal razón del astillamiento y la rápida rotura de la herramienta, iniciándose en la zona periférica, al ser una zona sometida a ciclos térmicos debido al corte discontinuo.

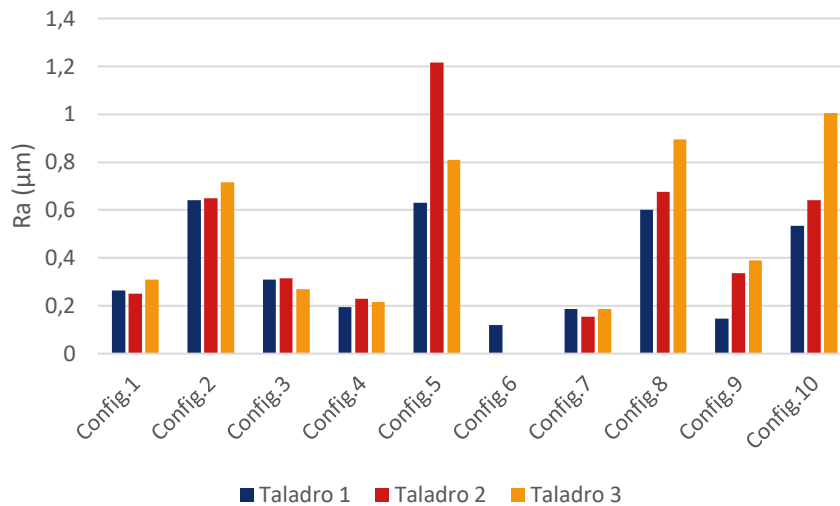


Figura 4.6. Gráfica de resultados de Ra en la fase 1 de los ensayos sobre la aleación Ti6Al4V.



Figura 4.7. Herramienta empleada en el ensayo de fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V con los parámetros de corte:  $V_c = 160 \text{ m/min}$ ,  $f_{z1} = 0,015 \text{ mm/diente}$ ,  $f_{z2} = 0,001 \text{ mm/diente}$ .

La herramienta muestra evidentes signos de fenómenos de adhesión debido a la alta presión y afinidad química con el material de la pieza. Los buenos resultados obtenidos en el primer agujero realizado muestran que los parámetros permiten tener una buena calidad del agujero, sin embargo, el desgaste se produce de una forma acelerada, donde los inicios de los cambios geométricos de la herramienta conducen a un aumento de las fuerzas de corte provocando un desgaste acelerado hasta alcanzar el fallo de la herramienta.

Los valores obtenidos se encuentran dentro de los rangos observados en otras investigaciones, por ejemplo, Li [2] encontró rugosidades entre 0,4 y 0,8  $\mu\text{m}$ , relacionando este aumento con el desgaste y llegando a un máximo 0,96  $\mu\text{m}$  antes del fallo de la herramienta. Olvera [3] afirma que los resultados en fresado helicoidal son mejores que los obtenidos en taladrado axial, con un valor medio de 0,61  $\mu\text{m}$ . Sin embargo, Sun [4]

encuentra que en etapas iniciales, los valores entre taladrado y fresado helicoidal son similares ( $0,71 \mu\text{m}$ ), mientras que en una etapa intermedia los valores obtenidos en taladrado son ligeramente inferiores.

Con esta información se procede a realizar un tratamiento estadístico de los datos basado en los modelos de análisis de varianza, buscando conocer la influencia de cada parámetro o combinación de ellos sobre la calidad superficial.

En la Tabla 4.7 se muestran los resultados del valor p y F para el análisis de varianza de los parámetros del ensayo. El valor p ayuda a diferenciar resultados aleatorios, permitiendo determinar la significancia de un parámetro para una respuesta, mientras que el valor F evalúa la dispersión de los resultados con respecto a la media. Al observar los datos reflejados en la tabla, se observa que el avance tangencial, axial y sentido de giro, son estadísticamente significativos al mostrar un valor p inferior al nivel de significancia ( $\alpha = 0,05$ ), lo que le otorga un nivel de confiabilidad del 95%. Sin embargo, el sentido de giro muestra un valor para el termino F muy superior al resto de parámetros ( $F = 36,63$ ), en torno a 6 veces superior a los demás parámetros, indicando el peso y relevancia que presenta este parámetro sobre el indicador de calidad Ra en procesos de fresado helicoidal. Sin embargo, Qin [5] encontró una mejora de la calidad al aumentar la velocidad de corte, parámetro que en este análisis se ha mostrado como el menos influyente.

**Tabla 4.7.** Análisis de Varianza de Ra para la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

Fuente	Valor F	Valor p
Modelo	11,26	0,000
Lineal	13,92	0,000
V <sub>c</sub>	1,20	0,285
f <sub>zt</sub>	6,73	0,017
f <sub>za</sub>	5,26	0,032
Sentido de giro	36,63	0,000
Curvatura	0,56	0,463

Empleando la gráfica de efectos principales (Figura 4.8), se observa como el sentido de mecanizado en concordancia muestra unos valores de rugosidad significativamente más bajos a los obtenidos con el mecanizado en oposición. Estos datos vienen a ratificar lo expuesto en capítulos anteriores donde se exponían las desventajas y ventajas del emplear un sentido de mecanizado u otro. En el mecanizado en concordancia, el corte se produce de un espesor máximo de viruta a uno mínimo, quedando el material mecanizado detrás la herramienta. Sin embargo, en el mecanizado en oposición el corte se produce desde un espesor mínimo a un espesor máximo de viruta, quedando el material por delante de la herramienta y con mayor probabilidad de ser retrabajado. En el fresado helicoidal, no todo el material puede evacuarse del orificio con facilidad, y en caso de retrabajar la viruta, en el mecanizado en concordancia se realiza contra una pared que será eliminada por el

siguiente siente. Sin embargo, en el caso del mecanizado en oposición el corte se realiza contra la pared final de los agujeros pudiendo producir daños en la calidad superficial de la misma [6].

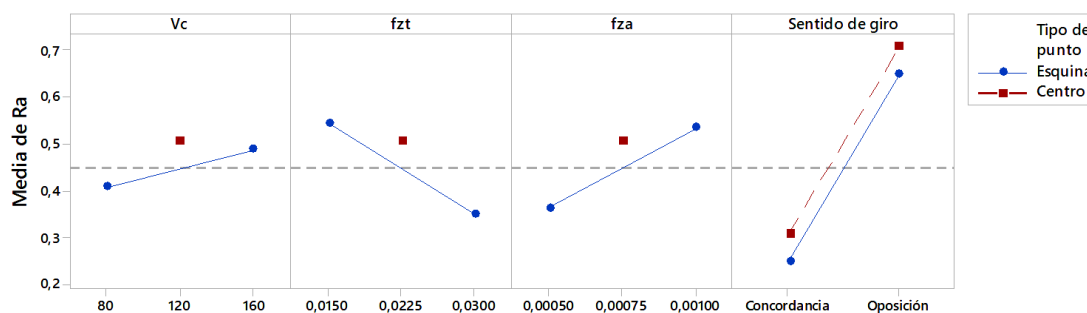


Figura 4.8. Gráfica de los efectos principales para la rugosidad media aritmética en la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

#### 4.3.1.2. Evaluación dimensional

En este apartado se analizarán los resultados relativos a la calidad dimensional de los agujeros. Este es uno de los factores más relevantes en la realización de las operaciones de fresado helicoidal, y que, junto con la calidad superficial, sigue siendo un auténtico reto mantener dentro de unas tolerancias cada vez más restrictivas. Los requerimientos dimensionales dependen del diámetro del agujero, estableciéndose tolerancias de entre 30 y 90  $\mu\text{m}$ .

Los resultados dimensionales se muestran en la Tabla 4.8, donde las columnas hacen referencia a la configuración de parámetros de corte, número de agujero, mediciones equidistantes, desviación típica de los valores obtenidos, valor medio de las mediciones y desviación con respecto al valor programado de 6,35 mm, respectivamente.

En general, los valores obtenidos en las dos mediciones de cada agujero presentan una diferencia muy baja, siendo la mayor de 8  $\mu\text{m}$ . También se puede observar que, dependiendo de los parámetros empleados, el valor nominal se encuentra por encima y por debajo del valor programado.

Sin embargo, otros investigadores solo encuentran desviaciones en uno de los sentidos. Qin [7] encuentra todas las desviaciones por encima del diámetro deseado, por el contrario, Li [2], Olvera [3] y Zhou [8], obtienen valores inferiores a los programados. En todos los casos atribuyen al proceso una buena precisión, encontrándose los valores entre IT6-IT11 según la norma ISO 286-1:2010. Estos estudios remarcan el incremento del desgaste de los filos de corte en los instantes iniciales y los efectos térmicos como posibles causas.

**Tabla 4.8** Valores de diámetro para la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V (mm).

Configuración	Agujero	Medición 1	Medición 2	Ø Desviación	Diámetro Promedio	Desviación Nominal
1	1	6,341	6,346	0,004	6,344	-0,006
	2	6,343	6,345	0,001	6,344	-0,006
	3	6,347	6,351	0,003	6,349	-0,001
2	1	6,364	6,366	0,001	6,365	0,015
	2	6,359	6,356	0,002	6,358	0,008
	3	6,357	6,360	0,002	6,359	0,009
3	1	6,352	6,352	0,000	6,352	0,002
	2	6,349	6,348	0,001	6,349	-0,002
	3	6,352	6,351	0,001	6,352	0,002
4	1	6,343	6,345	0,001	6,344	-0,006
	2	6,347	6,348	0,001	6,348	-0,002
	3	6,348	6,346	0,001	6,347	-0,003
5	1	6,385	6,382	0,002	6,384	0,034
	2	6,376	6,373	0,002	6,375	0,025
	3	6,372	6,364	0,006	6,368	0,018
6	1	6,380	6,380	0,000	6,380	0,030
	2					
	3					
7	1	6,397	6,397	0,000	6,397	0,047
	2	6,396	6,396	0,000	6,396	0,046
	3	6,396	6,398	0,001	6,397	0,047
8	1	6,397	6,399	0,001	6,398	0,048
	2	6,396	6,394	0,001	6,395	0,045
	3	6,390	6,392	0,001	6,391	0,041
9	1	6,383	6,383	0,000	6,383	0,033
	2	6,364	6,366	0,001	6,365	0,015
	3	6,366	6,364	0,001	6,365	0,015
10	1	6,376	6,380	0,003	6,378	0,028
	2	6,368	6,367	0,001	6,368	0,018
	3	6,369	6,368	0,001	6,369	0,019

En la Figura 4.9 se muestra una gráfica con los valores obtenidos y la evolución a lo largo de los tres agujeros.

Visualmente puede observarse una apreciable diferencia entre los cuatro primeros ensayos y los 4 últimos, lo que indica una importante influencia del avance axial sobre el valor nominal del agujero. Con esta información se procede a realizar un tratamiento estadístico de los datos buscando conocer la influencia de los parámetros principales sobre el valor nominal del diámetro.



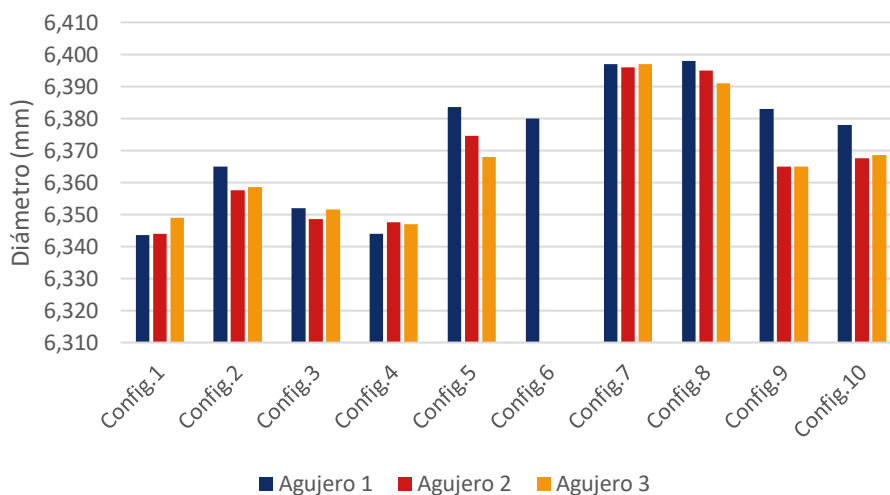


Figura 4.9. Gráfica de resultados de diámetros en la fase 1 de los ensayos de fresado helicoidal sobre la aleación Ti6Al4V.

En la Tabla 4.9, se muestran los resultados del valor p y F en el análisis de varianza para los parámetros del ensayo.

Tabla 4.9. Análisis de varianza para el diámetro en la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

Fuente	Valor F	Valor p
Modelo	2,52	0,060
Lineal	3,15	0,034
V <sub>c</sub>	0,12	0,736
f <sub>zt</sub>	0,14	0,712
f <sub>za</sub>	11,87	0,002
Sentido de giro	0,45	0,510
Curvatura	0,07	0,792

Al observar los datos reflejados en la tabla, se muestra que el avance axial es el factor de mayor relevancia sobre la variación del diámetro, obteniendo un valor p = 0,002, inferior al nivel de significancia ( $\alpha = 0,05$ ) y siendo el único parámetro estadísticamente significativo. Además, se observa un valor para el termino F muy superior al resto de parámetros (F = 11,87). Empleando la gráfica de efectos principales (Figura 4.10), se observa como las velocidades de avance axial más bajas, generan agujeros con un diámetro significativamente inferior.

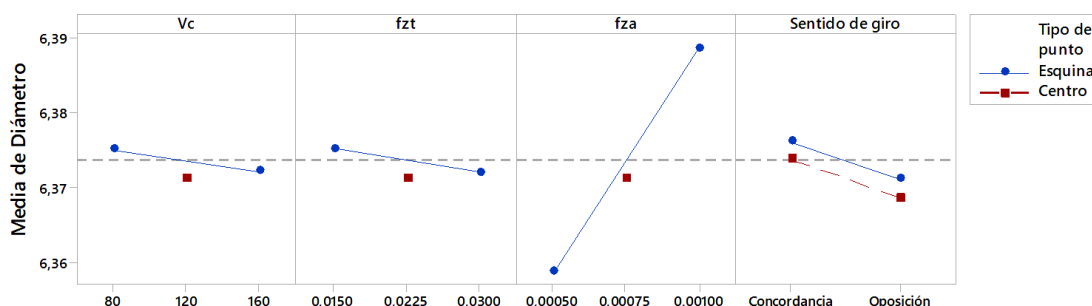


Figura 4.10. Gráfica de efectos principales para la respuesta de diámetro en el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

### 4.3.1.3. Evaluación de la rebaba

La minimización y el control de la formación de rebabas se ha convertido en un auténtico reto para el sector, siendo requisito indispensable en el camino hacia la automatización del proceso, como ha sido comentado en apartados anteriores. Habitualmente, el sector aeronáutico establece criterios de rechazo por encima de los 0,3 mm de altura de rebaba.

Los resultados de las mediciones de altura de rebaba se muestran en la Tabla 4.10, donde las columnas hacen referencia a la configuración de parámetros de corte y número de agujero. Los valores muestran la altura máxima de rebaba.

Al contrario que ocurría en la rugosidad y el diámetro, la formación de rebaba si presenta importantes variaciones entre sus repeticiones, encontrándose la mayor diferencia en el ensayo 8 con un valor de desviación típica de 58,21  $\mu\text{m}$ .

Tabla 4.10. Resultados de altura de rebaba en la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V ( $\mu\text{m}$ ).

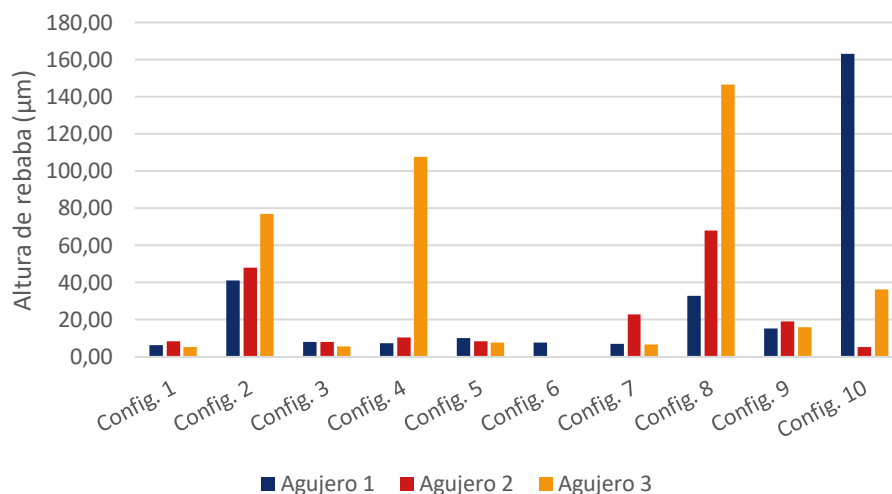
Configuración	Agujero 1	Agujero 2	Agujero 3
1	0,01	8,31	5,36
2	40,98	47,96	77,13
3	8,15	7,99	5,73
4	7,24	10,61	107,65
5	10,12	8,44	7,70
6	7,75		
7	7,09	22,89	6,74
8	32,77	67,92	146,47
9	15,22	19,05	16,13
10	162,97	5,45	36,24

Li [2] diferencia tres etapas diferentes en las que clasifica la rebaba. En primer lugar, se encuentra la etapa I, que se corresponde con alturas comprendidas entre 0 y 0,1  $\mu\text{m}$ . En la etapa II se encontrarían rebabas con alturas comprendidas entre 0,1 y 0,3  $\mu\text{m}$ , y una última fase donde define que la rebaba sería excesiva. Según esta clasificación, los resultados obtenidos encajarían mayormente en la etapa I, quedando los peores resultados dentro de etapa II (salvo el caso de rotura de herramienta).

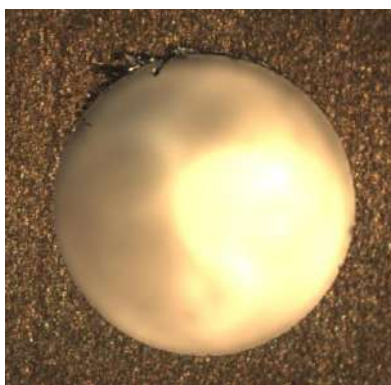
Adicionalmente, en la Figura 4.11 se muestra una gráfica con los resultados obtenidos y su evolución a lo largo de los tres agujeros.

Los resultados obtenidos muestran en muchos casos una rebaba inapreciable. En los casos donde se ha podido apreciar su aparición, se ha detectado una rebaba no uniforme, es decir, a lo largo del perímetro del agujero se ha podido detectar zonas con rebaba apreciable y otras en las que no (Figura 4.12). Esto es debido a la forma en la que la herramienta sale de la pieza, donde la trayectoria helicoidal juega un importante papel. La zona donde comienza a hacer su aparición la herramienta tiene más probabilidad de que se produzca formación de rebaba debido a la temperatura y los esfuerzos axiales. Sin embargo, una vez la herramienta ha realizado la salida, el resto del perímetro del agujero es mecanizado con los filos de corte laterales de la herramienta, donde los esfuerzos axiales

son prácticamente nulos. No obstante, hay muchos factores que intervienen en la formación de rebaba, dificultando su control y añadiendo una alta aleatoriedad [2,9].



**Figura 4.11.** Gráfica de resultados de altura de rebaba en la fase 1 de los ensayos de fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.



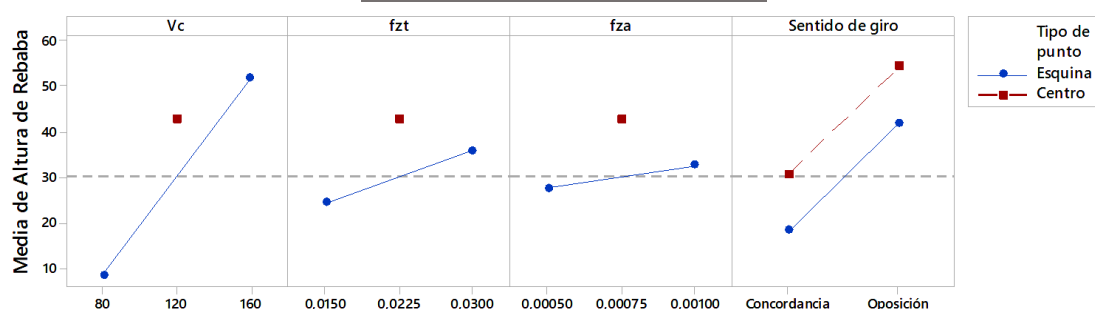
**Figura 4.12.** Imagen de la salida de primer agujero realizado en el ensayo del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V con parámetros  $V_c = 120 \text{ m/min}$ ,  $f_{za} = 0,0225 \text{ mm/diente}$  y  $f_{za} = 0.00075 \text{ mm/diente}$ .

Las configuraciones 2, 4 y 8 muestran tendencias crecientes, siendo común entre ellas una velocidad de corte de 160 m/min. Con los resultados obtenidos se procede a realizar un tratamiento estadístico de los datos buscando conocer la influencia de los parámetros principales sobre la altura de rebaba. En la Tabla 4.11 se muestran los resultados del p valor y F valor en el análisis de varianza para los parámetros del ensayo. Al observar los datos reflejados en la tabla, se muestra que la velocidad de corte es el factor de mayor relevancia sobre la variación del diámetro, obteniendo un valor  $p = 0,0018$ , siendo el único parámetro estadísticamente significativo.

Empleando la gráfica de efectos principales (Figura 4.13), se observa como velocidades de corte y avance tangencial altas generan agujeros con una mayor altura de rebaba. Estos resultados se alinean con las observaciones realizadas por Dornfeld [10], donde se concluyó que la formación de rebaba se encuentra correlacionada con los efectos térmicos y estos a su vez con la velocidad de corte.

**Tabla 4.11** Análisis de varianza para la altura de rebaba en la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

Fuente	Valor F	Valor p
Modelo	2,27	0,083
Lineal	2,70	0,057
V <sub>c</sub>	6,53	0,018
f <sub>zt</sub>	0,47	0,499
f <sub>za</sub>	0,08	0,778
Sentido de giro	2,52	0,127
Curvatura	0,48	0,496



**Figura 4.13.** Gráfica de los efectos principales para la altura de rebaba en el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

#### 4.3.1.4. Resumen de la fase 1 de los ensayos de titanio.

El diseño experimental ha permitido obtener información muy relevante sobre la influencia que los parámetros cinemáticos tienen sobre los indicadores de calidad más importantes, optimizando los recursos empleados.

Se ha mostrado como el factor “sentido de giro”, es decir, mecanizado en oposición o en concordancia, tiene una gran influencia sobre los resultados obtenidos. Estos resultados han puesto de manifiesto que el sentido de mecanizado en concordancia genera superficies con mejor calidad superficial, encontrándose próximo a ser significativo sobre los defectos de altura de rebaba.

El factor de velocidad de avance tangencial ha mostrado ser estadísticamente significativa sobre la calidad superficial, aunque en mucha menor medida que el sentido de giro.

En términos de calidad dimensional, se han encontrado valores por debajo o por encima del diámetro programado, siendo el avance axial el que mayor influencia tiene sobre este parámetro de calidad. La tendencia muestra que los valores más altos de velocidad axial conducen a mayores diámetros.

En cuanto a la formación de rebaba, la velocidad de corte es el factor más influyente, donde las velocidades más altas presentan mayor formación de rebaba. En este caso puede deducirse que la temperatura será un factor clave en la formación de rebaba, donde la velocidad de corte juega un importante papel.

El hecho de que el ensayo con la configuración número 6 ( $V_c = 160$  m/min,  $f_{zt} = 0,015$  mm/diente y  $f_{za} = 0,001$  mm/diente) sufriera una rotura catastrófica durante la ejecución del segundo agujero, dificulta la extracción de conclusiones más sólidas en cuanto a su influencia sobre los indicadores de calidad. Sin embargo, pone de manifiesto la rápida aceleración del desgaste que sufren las herramientas bajo estas condiciones de corte.

#### 4.3.2. Fase 2 Titanio. Optimización de respuesta.

Tras el análisis de los resultados obtenidos en los ensayos previos, se ha comprobado que el sentido de giro presenta una marcada influencia sobre algunos indicadores de calidad. Este hecho es de gran relevancia, ya que el sentido de giro es un factor cualitativo, con la relevancia que ello conlleva de cara al diseño experimental. Debido a ello, se decide realizar un diseño experimental factorial completo a dos niveles empleando el sentido de giro en concordancia.

Para la obtención de un diseño factorial completo no ha sido necesario realizar de nuevo todos los ensayos, solo se ha completado la información con los ensayos restantes. Es decir, con la configuración de parámetros 2, 3, 5 y 8. Adicionalmente se ha decidido repetir el ensayo 6 para descartar la posibilidad de que la rotura pudiera haber sido provocada por algún error aleatorio proveniente de errores o defectos en la herramienta, pieza, configuración de ensayo, etc.

Siguiendo la misma metodología de trabajo, en la Tabla 4.12 se muestran los parámetros más relevantes de los ensayos realizados, resaltando los ensayos que se repiten en esta configuración.

**Tabla 4.12.** Configuración de parámetros para la fase 2 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

Configuración	$V_c$ (m/min)	$f_{zt}$ (mm/diente)	$f_{za}$ (mm/diente)
1	80	0,015	0,0005
2	160	0,015	0,0005
3	80	0,03	0,0005
4	160	0,03	0,0005
5	80	0,015	0,001
6	160	0,015	0,001
7	80	0,03	0,001
8	160	0,03	0,001
9	120	0,0225	0,00075

##### 4.3.2.1. Evaluación de la calidad superficial

En la Tabla 4.13 se muestran los resultados obtenidos tras la evaluación de la calidad superficial de los ensayos realizados. Las columnas se corresponden con la configuración de parámetros, número de agujero, rugosidad media promedio obtenida en la fase anterior, rugosidad promedio obtenida en la segunda fase, así como la diferencia entre ambas y la diferencia en términos porcentuales.

Tal y como el tratamiento estadístico de datos en la fase previa indicaba, los resultados ponen de manifiesto la influencia del sentido de giro. En la columna de “diferencia” se muestra la reducción en micrómetros que experimenta la superficie de los agujeros, donde la calidad superficial ha mejorado un promedio del 47%.

**Tabla 4.13.** Resultados y comparativa de la calidad superficial en la segunda fase del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

Configuración	Número de agujero	Ra Promedio F1 (Oposición)	Ra Promedio F2 (Concordancia)	Diferencia	% de diferencia
2	1	0,640	0,305	-0,335	-52%
	2	0,650	0,375	-0,275	-42%
	3	0,715	0,600	-0,115	-16%
3	1	0,310	0,205	-0,105	-34%
	2	0,315	0,270	-0,045	-14%
	3	0,270	0,265	-0,005	-2%
5	1	0,630	0,400	-0,230	-37%
	2	1,215	0,125	-1,090	-90%
	3	0,810	0,150	-0,660	-81%
8	1	0,600	0,150	-0,450	-75%
	2	0,675	0,630	-0,045	-7%
	3	0,895	0,260	-0,635	-71%
9	1	0,535	0,145	-0,390	-73%
	2	0,640	0,335	-0,305	-48%
	3	1,005	0,390	-0,615	-61%

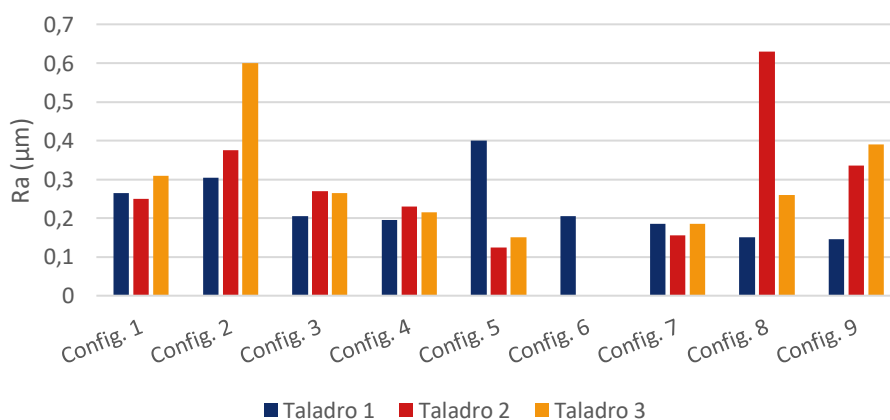
En la Tabla 4.14 se resumen los resultados de calidad superficial en términos de Ra para el mecanizado en concordancia. Al mismo tiempo se ha generado una gráfica para facilitar su visualización, Figura 4.14.

Como puede observarse, los resultados obtenidos en la repetición del ensayo número 6 han resultado casi idénticos. En la repetición de este ensayo se ha vuelto a realizar un agujero con unos resultados muy satisfactorios en término de calidad y con un fallo catastrófico de la herramienta durante la ejecución de segundo agujero. En términos de calidad se ha obtenido un valor ligeramente superior, pero dentro de los valores de variabilidad que muestran entre las repeticiones el resto de configuraciones.

Este hecho descarta casi por completo la posibilidad de un error aleatorio, mostrando que es la configuración de parámetros y condiciones de mecanizado lo que provoca el rápido deterioro de la herramienta.

**Tabla 4.14.** Recopilación de resultados de Ra para el fresado helicoidal en concordancia de la aleación Ti6Al4V.

Configuración	Número de agujero	Ra 0°	Ra 180°	Ra Promedio	Ra Desviación
1	1	0,19	0,34	0,265	0,11
	2	0,28	0,22	0,250	0,04
	3	0,26	0,36	0,310	0,07
2	1	0,29	0,32	0,305	0,02
	2	0,27	0,48	0,375	0,15
	3	0,32	0,88	0,6	0,40
3	1	0,22	0,19	0,205	0,02
	2	0,23	0,31	0,270	0,06
	3	0,31	0,22	0,265	0,06
4	1	0,16	0,23	0,195	0,05
	2	0,23	0,23	0,230	0,00
	3	0,22	0,21	0,215	0,01
5	1	0,38	0,42	0,400	0,03
	2	0,14	0,11	0,125	0,02
	3	0,15	0,15	0,150	0,00
6	1	0,18	0,23	0,205	0,04
	2				
	3				
7	1	0,17	0,20	0,185	0,02
	2	0,16	0,15	0,155	0,01
	3	0,18	0,19	0,185	0,01
8	1	0,16	0,14	0,150	0,01
	2	0,78	0,48	0,630	0,21
	3	0,35	0,17	0,26	0,13
9	1	0,16	0,13	0,145	0,02
	2	0,33	0,34	0,335	0,01
	3	0,34	0,44	0,39	0,07



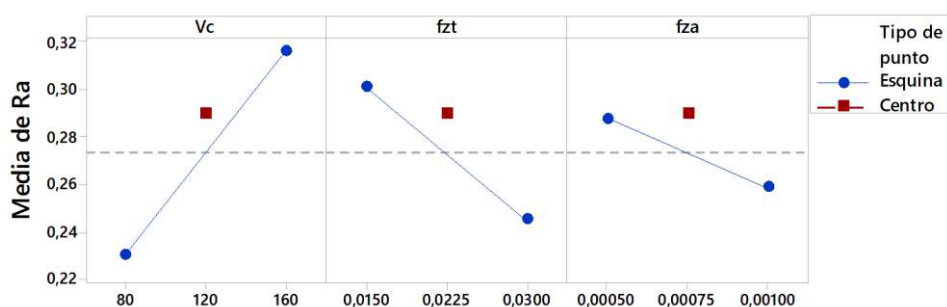
**Figura 4.14.** Resultados de Ra para el fresado helicoidal en concordancia de la aleación Ti6Al4V.

La visualización de los datos no permite la apreciación de una tendencia clara, por lo que se procede al tratamiento estadístico de forma similar a realizada en la fase previa. En la Tabla 4.15 se muestran los resultados del análisis de varianza, donde se observan que ningún valor de p es inferior al nivel de significancia ( $\alpha = 0,05$ ), lo que muestra que no son estadísticamente significativos.

**Tabla 4.15.** Análisis de varianza para la calidad superficial en el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

Fuente	Valor F	Valor p
Modelo	0,98	0,443
Lineal	1,27	0,310
V <sub>c</sub>	2,46	0,133
f <sub>zt</sub>	1,04	0,320
f <sub>za</sub>	0,29	0,598
Curvatura	0,05	0,832

No obstante, en la Figura 4.15 se muestran las tendencias de la calidad superficial para los distintos parámetros de mecanizado. Se puede apreciar que, aunque no llega a ser significativo, la velocidad de corte muestra la mayor pendiente, donde las mayores velocidades de corte proporcionan valores de rugosidad más elevados. Durante el avance de la herramienta en el interior de la pieza, los filos de corte laterales repasan la superficie, por lo que a diferencia de otros procesos de mecanizado el avance axial no presenta una gran influencia. Sin embargo, la influencia de la velocidad de corte sobre aspectos como la temperatura o el desgaste podría explicar los resultados que se muestran.



**Figura 4.15.** Gráfica de efectos principales para la calidad superficial.

#### 4.3.2.2. Evaluación del diámetro

Del mismo modo que para la calidad superficial, los resultados del diámetro se han plasmado en dos tablas. Por un lado, la Tabla 4.16 muestra los resultados obtenidos en la segunda fase en términos de diámetro y en la Tabla 4.17 se recompilan todos los resultados obtenidos en el mecanizado en concordancia, permitiendo tener una visual completa de los resultados.

Al observar los resultados se puede apreciar la repercusión que el cambio de sentido en combinación con la velocidad de avance axial tiene sobre el diámetro. Los resultados la columna “Diferencia” muestran que, a bajas velocidades de avance axial, el sentido de giro en concordancia muestra valores de diámetro mayores que en el mecanizado en oposición. Sin embargo, con velocidades de avance axial altos el resultado se invierte.



**Tabla 4.16.** Resultados y comparativa de diámetros entre la fase 1 y fase 2 para el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

Configuración	Agujero	Diámetro promedio		Desviación Nominal		Diferencia
		Fase 1	Fase 2	Fase 1	Fase 2	
2	1	6,365	6,373	0,015	0,023	0,008
	2	6,358	6,374	0,008	0,024	0,016
	3	6,359	6,376	0,009	0,026	0,017
3	1	6,352	6,372	0,002	0,022	0,019
	2	6,349	6,372	-0,002	0,022	0,023
	3	6,352	6,371	0,002	0,021	0,019
5	1	6,384	6,360	0,034	0,010	-0,024
	2	6,375	6,359	0,025	0,008	-0,016
	3	6,368	6,358	0,018	0,008	-0,011
8	1	6,398	6,375	0,048	0,025	-0,023
	2	6,395	6,377	0,045	0,027	-0,018
	3	6,391	6,375	0,041	0,024	-0,017

**Tabla 4.17.** Recopilación de resultados de diámetro para el fresado helicoidal en concordancia de la aleación Ti6Al4V

Configuración	Agujero	0°	180°	Desviación entre medidas	Diámetro promedio	Desviación Nominal	
1	1	6,341	6,346	0,004	6,344	-0,006	
	2	6,343	6,345	0,001	6,344	-0,006	
	3	6,347	6,351	0,003	6,349	-0,001	
2	1	6,374	6,371	0,002	6,373	0,023	
	2	6,375	6,372	0,002	6,374	0,024	
	3	6,378	6,374	0,003	6,376	0,026	
3	1	6,373	6,37	0,002	6,372	0,022	
	2	6,372	6,371	0,001	6,372	0,022	
	3	6,373	6,368	0,004	6,371	0,021	
4	1	6,343	6,345	0,001	6,344	-0,006	
	2	6,347	6,348	0,001	6,348	-0,002	
	3	6,348	6,346	0,001	6,347	-0,003	
5	1	6,361	6,359	0,001	6,360	0,010	
	2	6,359	6,358	0,001	6,359	0,008	
	3	6,359	6,356	0,002	6,358	0,008	
6	1	6,332	6,334	0,001	6,333	-0,017	
	2						
	3						
7	1	6,397	6,397	0,000	6,397	0,047	
	2	6,396	6,396	0,000	6,396	0,046	
	3	6,396	6,398	0,001	6,397	0,047	
8	1	6,373	6,376	0,002	6,375	0,025	
	2	6,376	6,377	0,001	6,377	0,027	
	3	6,374	6,375	0,001	6,375	0,024	
9	1	6,364	6,37	0,004	6,367	0,017	
	2	6,355	6,356	0,001	6,356	0,006	
	3	6,354	6,355	0,001	6,355	0,005	

Esto pone de manifiesto la influencia que la combinación de parámetros de mecanizado tiene sobre la respuesta de diámetro, y que Denkena [11] relaciona con la viruta no deformada y la fuerza normal que se genera. Concretamente se observó una relación lineal entre la variación del diámetro y la fuerza normal, donde un aumento del diámetro implica una disminución de la fuerza normal.

Para una mejor visualización, los resultados se representan en la Figura 4.16. Esta representación no facilita la extracción de conclusiones claras, por lo que se procede de la misma forma que en apartados anteriores al tratamiento estadístico de los resultados.

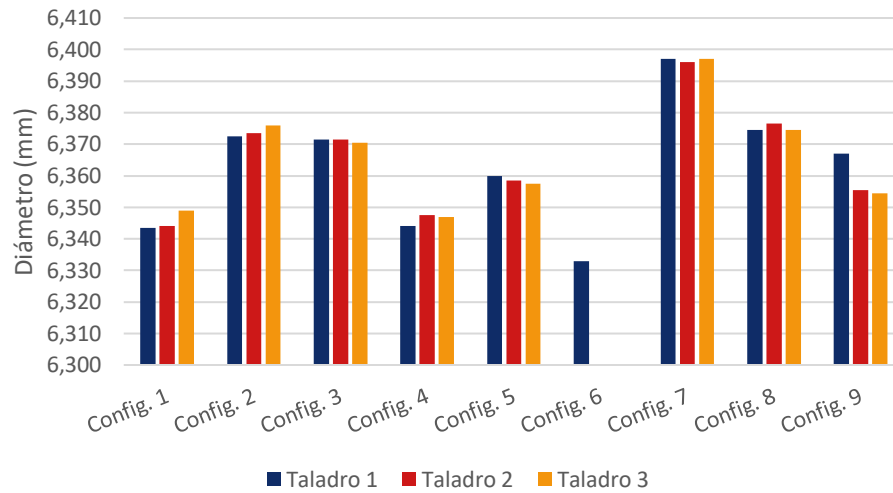


Figura 4.16. Resultados de diámetro para el fresado helicoidal en concordancia de la aleación Ti6Al4V.

En la Tabla 4.18 se muestra el análisis de varianza de los datos, donde el avance tangencial es único parámetro estadísticamente significativo, con un p valor igual a 0,037.

Tabla 4.18. Análisis de varianza para el diámetro en el fresado helicoidal en concordancia.

Fuente	Valor F	Valor p
Modelo	2,46	0,078
Lineal	3,15	0,048
V <sub>c</sub>	0,93	0,347
f <sub>zt</sub>	4,99	0,037
f <sub>za</sub>	2,69	0,116
Curvatura	0,36	0,557

Por otro lado, en la Figura 4.17 se muestra la gráfica de los efectos principales, donde se aprecia que un aumento del avance tangencial da como resultado mayores diámetros. Estos datos se alinean con lo expuesto por Denkena [11], donde se indica que un aumento del avance tangencia conduce a menores fuerzas y mayores diámetros.

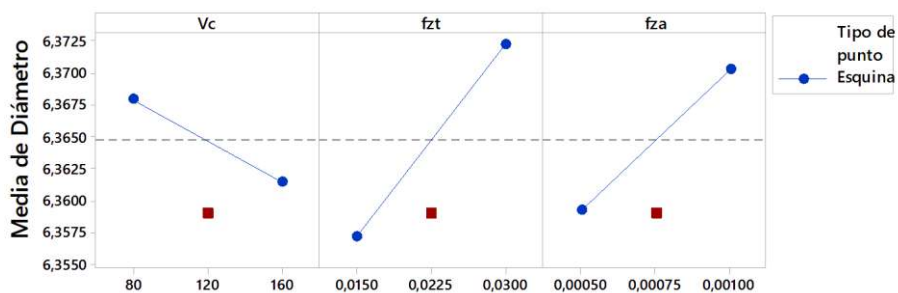


Figura 4.17. Gráfica de los efectos principales para la respuesta de diámetro en el fresado helicoidal en concordancia de la aleación Ti6Al4V.

### 4.3.2.3. Evaluación de la rebaba

Tras la medición de la altura de la rebaba los resultados se presentan en la Tabla 4.19, donde se comparan con los resultados obtenidos en el mecanizado en oposición. Adicionalmente, en la Tabla 4.20 se muestran todos los resultados del mecanizado en concordancia.

En la mayoría de los casos, los resultados se muestran bastante estables durante los tres agujeros, con alguna excepción donde se muestra un aumento debido al desgaste por adhesión. Además, los valores son relativamente bajos, donde en la mayoría de los casos no se superan los 15 micrómetros de altura, y donde incluso en los casos más desfavorables, los valores se encuentran muy por debajo de los límites establecidos por la industria aeronáutica.

**Tabla 4.19.** Resultados y comparativa de la altura de rebaba en la fase 2 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

Configuración	Agujero	Altura de rebaba		Diferencia
		Fase 1	Fase 2	
2	1	41,0	7,9	-33,0
	2	48,0	9,1	-38,8
	3	77,1	11,7	-65,4
3	1	8,2	8,3	0,1
	2	8,0	8,4	0,4
	3	5,7	11,2	5,5
5	1	10,1	9,2	-0,9
	2	8,4	8,7	0,3
	3	7,7	10,6	2,9
8	1	32,8	15,2	-17,6
	2	67,9	23,6	-44,3
	3	146,5	16,5	-130,0

El caso concreto del ensayo con la configuración 6, ha mostrado un importante aumento si se compara con el ensayo realizado en la fase previa. Esto puede ser un indicador de que la herramienta puede estar sufriendo un desgaste considerable.

**Tabla 4.20.** Compilación de resultados de altura de rebaba para el fresado helicoidal en concordancia de la aleación Ti6Al4V.

Configuración	Agujero 1	Agujero 2	Agujero 3
1	6,20	8,31	5,36
2	7,94	9,14	11,70
3	8,26	8,40	11,23
4	7,24	10,61	107,65
5	9,24	8,72	10,62
6	116,00		
7	7,09	22,89	6,74
8	10,73	75,14	9,53
9	15,22	23,6	16,48

Con estos resultados se ha generado una gráfica donde se representa la evolución de la altura de la rebaba a lo largo de los tres agujeros en todas las configuraciones (Figura 4.18).

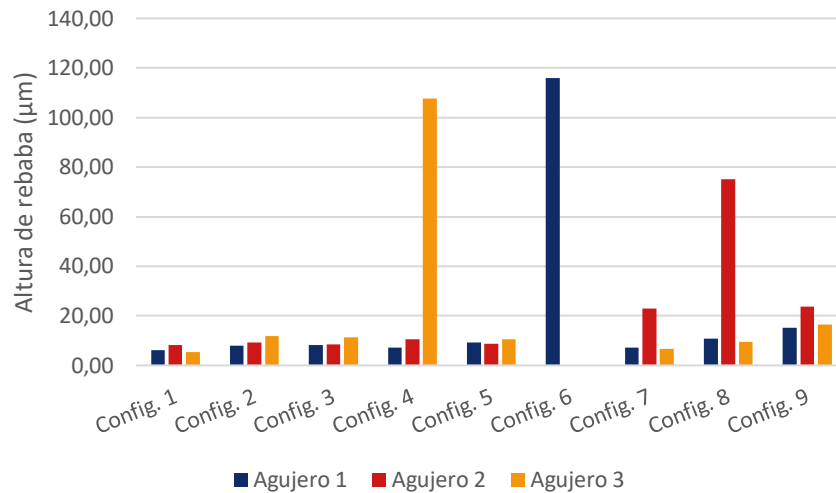


Figura 4.18. Resultados de altura de rebaba para el fresado helicoidal en concordancia de la aleación Ti6Al4V.

Del mismo modo que para los indicadores anteriores, se ha procedido al tratamiento estadístico de los datos, realizando un análisis de varianza que se muestra en la Tabla 4.21. Los resultados muestran que la velocidad de corte es el único parámetro estadísticamente significativo

En la Figura 4.19, se muestra la gráfica de los efectos principales con respecto a la altura de rebaba, donde los resultados muestran que los mayores valores de velocidad de corte obtienen mayores rebabas. Este hecho puede deberse a la influencia de este parámetro sobre la temperatura. El límite elástico del material tiene una fuerte dependencia de la temperatura, jugando un importante papel en los mecanismos de formación de la rebaba [9,10].

Tabla 4.21. Análisis de varianza para la respuesta de altura de rebaba en la fase 2 de los ensayos de fresado helicoidal sobre la aleación Ti6Al4V.

Fuente	Valor F	Valor p
Modelo	1,47	0,249
Lineal	1,95	0,155
V <sub>c</sub>	5,02	0,037
f <sub>zt</sub>	0,00	0,984
f <sub>za</sub>	1,15	0,295
Curvatura	0,08	0,775

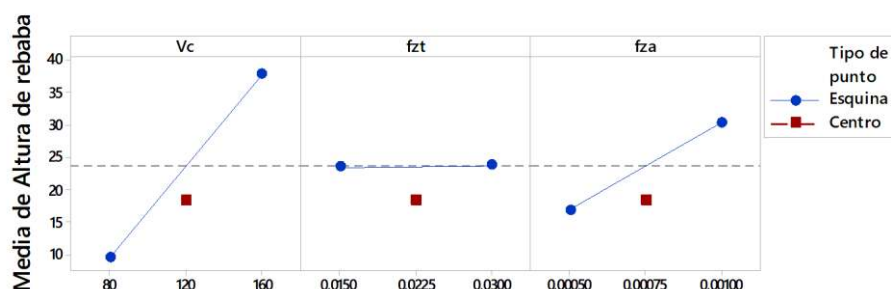


Figura 4.19. Gráfica de los efectos principales para la respuesta de altura de rebaba en la fase 2 de los ensayos de fresado helicoidal sobre la aleación Ti6Al4V.

#### 4.3.2.4. Optimización de respuesta

Finalmente, con la información recopilada en las fases previas se ha llevado a cabo un tratamiento estadístico para la optimización de los parámetros cinemáticos en base a unos objetivos definidos: alcanzar los menores valores de rugosidad y altura de rebaba, mientras se busca alcanzar un diámetro objetivo de 6,35 mm.

Para este análisis se ha determinado que todos los objetivos tienen el mismo peso e importancia. En la Tabla 4.22 se muestra la configuración planteada para la obtención de la configuración que mejor se ajuste a los objetivos.

**Tabla 4.22.** Parámetros de optimización para el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

Respuesta	Meta	Inferior	Objetivo	Superior	Ponderación	Importancia
Altura Rebaba	Mínimo		5,36	116,00	1	1
Ra	Mínimo		0,125	0,630	1	1
Diámetro	Objetivo	6,333	6,350	6,397	1	1

En la Tabla 4.23 se muestra la solución a la optimización de respuesta en base a los objetivos planteados. En ella se muestra que la solución más óptima se encuentra para la configuración de parámetros número 5, es decir, la velocidad de corte y avance tangencial más bajos, junto con la velocidad axial más alta y en sentido de corte en concordancia.

**Tabla 4.23.** Solución de la optimización de respuesta para el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

Solución	V <sub>c</sub>	f <sub>zt</sub>	f <sub>za</sub>	Deseabilidad compuesta
1	80	0,015	0,001	0,857

Esta solución muestra una deseabilidad compuesta cercana a la unidad. Este parámetro determina qué tan bien la combinación de parámetros satisface las metas y objetivos definidos en la respuesta. En el caso de estudio una deseabilidad compuesta cercana a 1 indica que la configuración parece lograr resultados favorables para todas las respuestas.

Por último, en la Tabla 4.24 se muestra la predicción de respuesta, donde la columna "Ajuste" hace referencia a los valores medios estimados para los predictores, y en la tercera columna ("EE ajuste") se estima la variación en la respuesta para la configuración de parámetros especificada. El límite de confianza superior estima el valor de respuesta más alto para la respuesta media con una confiabilidad del 95%, mientras que el límite de predicción superior estima con un intervalo de confianza del 95% el valor de respuesta más alto para una sola observación.

**Tabla 4.24.** Predicción de respuesta múltiple para la calidad superficial y altura de rebaba en el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

Respuesta	Ajuste	EE de ajuste	Límite de confianza superior de 95%	Límite de predicción superior de 95%
Altura Rebaba	9,5	14,1	34,2	58,8
Ra	0,225	0,074	0,353	0,482

Mientras que para la calidad superficial y altura de rebaba se ha empleado un tipo de nivel de confianza donde se solo se delimita el límite superior, para el diámetro se ha optado por un tipo de nivel de confianza bilateral. En la Tabla 4.25, se muestran los resultados de predicción para el diámetro. La columna de error estándar del ajuste (“EE ajuste”) estima la variación en la respuesta media estimada para la configuración especificada. La columna intervalo de confianza (“IC de 95%”) determina con intervalo de confianza de un 95%, los valores probables para la respuesta media. Por último, la columna de intervalo de predicción (“IP de 95%”) determina un intervalo de predicción con un 95% de confianza, donde es probable que contenga una respuesta futura individual.

**Tabla 4.25.** Predicción de respuesta múltiple para la respuesta de diámetro en el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

Respuesta	Ajuste	EE de ajuste	IC de 95%	IP de 95%
Diámetro	6.359	0.00168	(6.355; 6.362)	(6.352; 6.366)

#### 4.3.2.5. Resumen de la fase 2 de los ensayos de titanio.

Se ha completado el diseño fracción factorial definido en la fase 1 para el sentido de giro en concordancia, permitiendo de este modo obtener resultados concluyentes sobre la influencia de los parámetros cinemáticos sobre los indicadores de calidad.

En términos de calidad superficial, se ha podido comprobar cómo el sentido de mecanizado en concordancia ha mejorado notablemente los resultados en comparación con el mecanizado en oposición, poniendo de manifiesto lo que los resultados en la fase previa ya indicaban. Por otro lado, una vez finalizado los ensayos no se ha podido encontrar una significancia estadística de ninguno los parámetros sobre esta respuesta.

En términos de diámetro, los resultados comparativos entre mecanizado en concordancia y oposición han puesto de manifiesto la sinergia que existe entre los parámetros de mecanizado para esta respuesta. El avance tangencial ha resultado el único estadísticamente significativo. Los mayores valores de diámetro se han encontrado con los valores de avance más altos. Sin embargo, en todos los casos se encontraban por encima del valor programado.

El defecto de formación de rebaba también ha visto una mejora generalizada al comparar mecanizado en oposición y concordancia. En términos generales, los valores observados son muy bajos, encontrando excepciones puntuales, entre las que destaca el valor observado con la configuración número 6, donde la herramienta sufre una rotura catastrófica durante la ejecución del segundo agujero. Los resultados del análisis de varianza muestran que la velocidad de corte es estadísticamente significativa, donde las velocidades más altas generan mayores rebabas. Esto último puede estar ligado a la generación de calor durante el corte, y la influencia del parámetro de velocidad de corte sobre la temperatura.

Por último, a partir de los datos obtenidos se ha realizado un tratamiento estadístico basado en el análisis de varianza, cuyo objetivo es extraer la configuración de

parámetros que mejores resultados aporte en términos de calidad. Con los objetivos de minimizar la rugosidad superficial y rebaba, alcanzando el diámetro objetivo programado, se ha encontrado que la configuración de  $V_c = 80$  m/min,  $f_{zt} = 0,015$  mm/diente y  $f_{za} = 0,001$  mm/diente es la que mejores resultados aporta. Esta configuración muestra una alta deseabilidad compuesta, lo que indica que la solución satisface en gran medida todas respuestas.

### 4.3.3. Fase 3 Titanio. Ensayos de larga duración

En esta etapa se toma como punto de partida la configuración de parámetros que se ha obtenido como óptima, y se procede a la realización de un ensayo de larga duración. En esta fase se ha empleado la misma herramienta que ejecutó los tres agujeros en la fase previa.

Con la configuración de  $V_c = 80$  m/min,  $f_{zt} = 0,015$  mm/diente y  $f_{za} = 0,001$  mm/diente, se han realizado un total de 72 de agujeros sobre planchas de titanio de 5 mm de espesor. Tras su ejecución se ha procedido de la misma forma que en las fases previas. Es decir, se ha realizado una evaluación de la calidad superficial, del diámetro, y de la altura de rebaba, cuyos resultados se muestran a continuación.

#### 4.3.3.1. Análisis de calidad superficial.

Los resultados de calidad superficial en términos de rugosidad media aritmética se representan en la Figura 4.20, donde se han incluido las predicciones estimadas en la optimización de respuesta, incluyendo valor medio estimado (Ra ajuste), límite de confianza superior para un valor de respuesta media más alta, y límite de predicción superior para una sola observación.

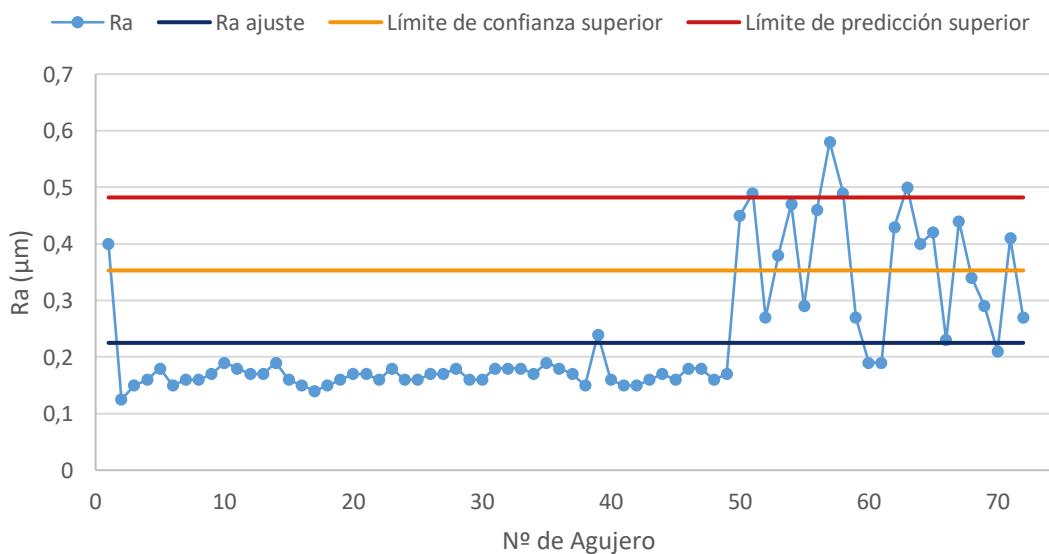
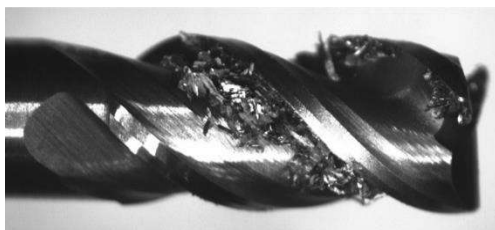


Figura 4.20. Evolución de Ra durante el ensayo de larga duración en la aleación Ti6Al4V.

Lo primero destacable es la buena estabilidad que muestran los resultados en el primer tramo, donde durante los primeros 50 agujeros prácticamente no se aprecia ninguna tendencia creciente. A partir de este punto, como se puede ver en la Figura 4.21, se observó un aumento de adhesión de material sobre los filos de corte, acumulándose en los canales de evacuación y generando un abrupto incremento de la rugosidad. La adhesión sobre los canales de evacuación muestra un aumento del desgaste de la herramienta que se traduce en una mayor inestabilidad en términos de calidad superficial, pudiendo estar producido por el efecto de “Smearing” [2,12].



**Figura 4.21.** Estado de la herramienta tras el agujero número 50 en el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

Los resultados observados se asemejan bastante bien a los resultados obtenidos por Li [2], donde se encontraron valores promedio entorno a los  $0,4 \mu\text{m}$  en una etapa inicial. Estos valores incrementaron conforme aumentaba el tiempo de mecanizado oscilando entre  $0,4$  y  $0,8 \mu\text{m}$ . Los resultados del desgaste a partir de los 18,3 minutos mostraron astillamiento de la herramienta, pudiendo identificarse visualmente zonas dañadas.

A pesar del desgaste que sufre la herramienta a lo largo la ejecución de los agujeros, el valor medio de Ra obtenido es de  $0,235 \mu\text{m}$ , siendo un valor muy próximo al valor promedio pronosticado de  $0,225 \mu\text{m}$ .

En cuanto al valor límite de confianza se ha puesto de manifiesto que el valor promedio es muy inferior. Por último, en términos de valores individuales, solo se ha superado el valor límite de  $0,482 \mu\text{m}$  en 4 ocasiones, todas ellas cuando la herramienta había realizado más de 50 agujeros.

#### **4.3.3.2. Evaluación de diámetro.**

Al igual que con los resultados de calidad superficial, en la Figura 4.22 se han representado en una gráfica los el valor medio de las dos mediciones realizadas en cada agujero, a lo largo de los 72 agujeros. En esta gráfica se han incluido los intervalos de confianza y de predicción aportados durante la optimización de respuesta.



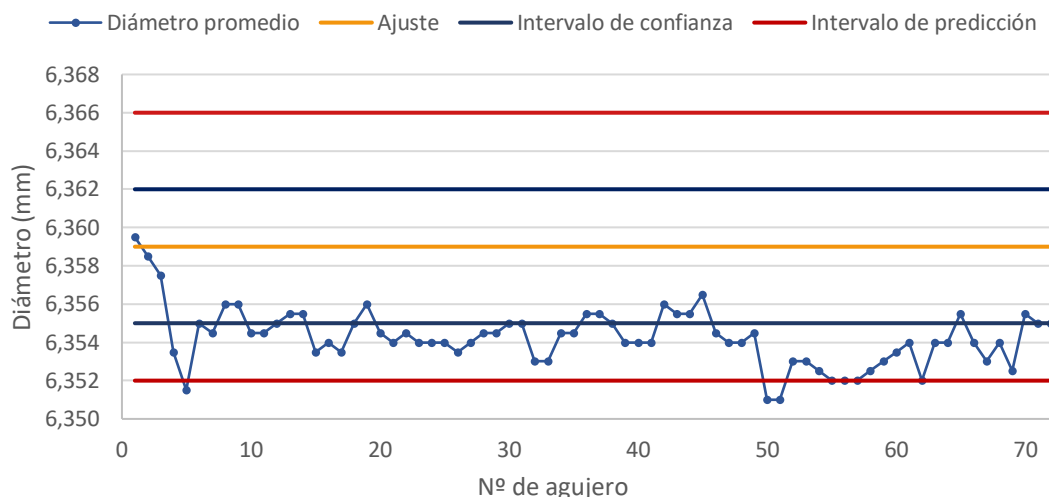


Figura 4.22. Evolución del diámetro durante el ensayo de vida en Ti.

Al contrario que en otras investigaciones [2,3,8], se puede observar como todos los agujeros se encuentran ligeramente por encima del valor objetivo, que es de 6,35 mm. Estos resultados son similares a los obtenidos por Qin en su investigación [7], donde a lo largo de 120 agujeros todos los valores mantuvieron muy estables encontrándose por encima del diámetro programado. En su caso, las mediciones mostraron una desviación máxima de +28  $\mu\text{m}$  y una mínima de +10  $\mu\text{m}$ . Estas desviaciones son originadas como consecuencia de los efectos térmicos y desgaste de la herramienta.

Aunque como se ha mostrado anteriormente, se ha podido apreciar un incremento de adhesión sobre la herramienta a partir de agujero 50, este desgaste parece no tener un importante efecto sobre el diámetro, y al igual que en el trabajo de Qin [7], se puede destacar la buena estabilidad de los resultados obtenidos, encontrándose una diferencia entre el valor máximo y el mínimo inferior a la centésima de milímetro.

Se puede observar cómo durante la realización de los agujeros iniciales aparece una tendencia decreciente que termina estabilizándose con un valor promedio de 6,354 milímetros, valor ligeramente inferior al valor de ajuste que se encontraba en los 6,359 milímetros. Las variaciones de diámetro pueden ser debidas a los efectos de dilatación y contracción del material debido a la temperatura generada durante el proceso de corte.

Esta tendencia decreciente inicial hace que los valores de diámetro se encuentren muy próximos al valor del intervalo de confianza inferior obtenido en durante la optimización de respuesta. A pesar de esto, la tendencia es a aproximarse al valor objetivo, donde todos se encontrarían dentro de los límites establecidos en sector aeronáutico. Con respecto a la predicción, solo 3 de los 72 valores obtenidos se encuentra fuera del límite inferior establecido por el intervalo de predicción para una respuesta individual.

#### 4.3.3.3. Evaluación de altura de rebaba.

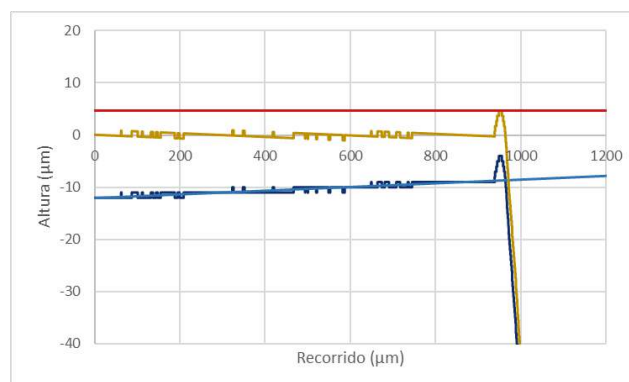
Durante la realización del ensayo de vida, se pudo observar cómo a medida que aumentaba el número de agujeros, el defecto de rebaba comenzó a aparecer en la cara donde la herramienta realizaba la entrada. No obstante, se ha realizado una evaluación de altura de rebaba tanto en la entrada como en la salida del agujero.

En esta etapa, la evaluación de altura de rebaba se ha realizado a diferentes intervalos, aumentando a medida que aumentaba el número de agujeros. Los resultados se muestran en la Tabla 4.26, donde las columnas se corresponden con el número de agujero, altura de rebaba a la salida, y altura de rebaba a la entrada respectivamente.

Lo primero que puede observarse es un ligero descenso de este valor a la salida después de los primeros tres agujeros. Este hecho es debido a que, tras la evaluación de la altura de rebaba en las fases previas, se observaron que algunos valores de altura de rebaba eran muy bajos, y podían confundirse con las irregularidades de la superficie de la probeta. Por tanto, se decidió realizar un tratamiento superficial de pulido de la superficie para evitarlo. El resultado ha permitido evaluar alturas de rebaba del orden de micrómetros sin lugar a confusión con las irregularidades del perfil, como se puede observar en la Figura 4.23 donde se muestra una medición de 4,71  $\mu\text{m}$  de altura máxima.

**Tabla 4.26.** Resultados de la medición de la altura de rebaba en el ensayo de fresado helicoidal de larga duración sobre la aleación Ti6Al4V.

Agujero	Altura de rebaba salida	Altura de rebaba entrada
1	9.24	
2	8.72	
3	10.62	
5	1.92	4.71
10	3.99	6.14
15	1.87	13.31
20	3.78	6.60
30	5.89	11.64
40	3.43	2.38
50	2.86	7.51
60	3.39	16.57
70	2.75	30.75



**Figura 4.23.** Medición de altura de rebaba sobre la probeta de titanio con la superficie pulida.

Para facilitar la visualización de los resultados, se ha generado una gráfica (Figura 4.24) donde se han incluido los valores de altura de rebaba tanto de la entrada como de la salida, así como los valores límites y de ajuste obtenidos en la etapa de optimización de respuesta.

De nuevo, los resultados muestran una gran estabilidad, encontrándose valores de altura de rebaba muy bajos aún con un elevado número de agujeros, llegando a alcanzar los 70 agujeros con valores a la salida de 2,75  $\mu\text{m}$ .

Como se ha indicado, el tratamiento de la superficie ha permitido una medición más precisa de la altura de rebaba, lo que ha conducido a una tendencia decreciente al inicio de los ensayos. Este cambio puede ser el causante de que los valores obtenidos se encuentren incluso por debajo de los valores medios pronosticados en la etapa previa.

Los resultados se encuentran en su totalidad por debajo de los valores límites de confianza y predicción pronosticados, poniendo de manifiesto la fiabilidad de los pronósticos previos.

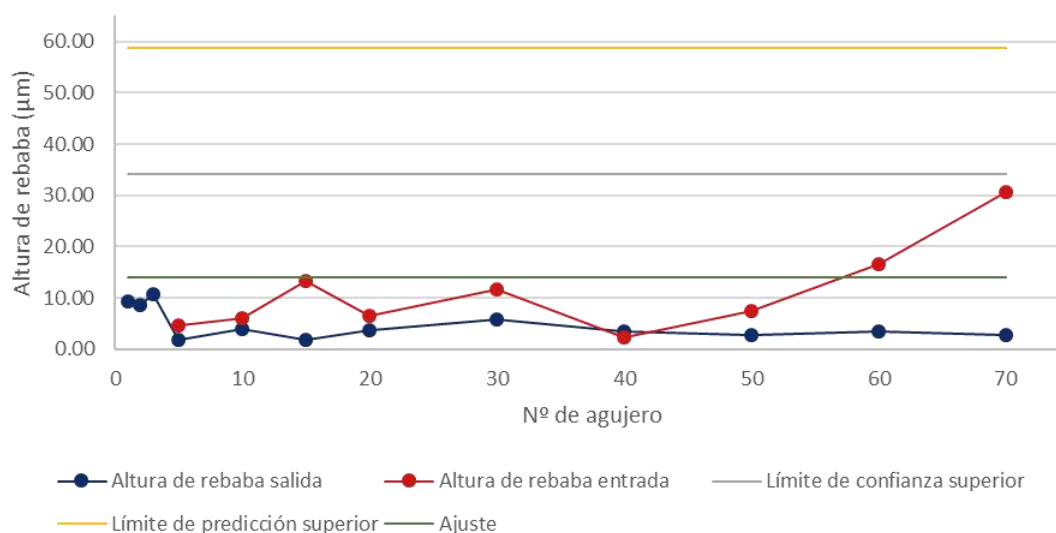


Figura 4.24. Evolución de la altura de rebaba en el ensayo de larga duración de fresado helicoidal sobre la aleación Ti6Al4V.

Los resultados a la salida del agujero prácticamente se han mantenido inalterables a lo largo todo el ensayo, con valores muy por debajo de los límites establecidos en el sector aeronáutico. Sin embargo, la formación de rebaba en la entrada del agujero parece tener una mayor sensibilidad. La formación de rebaba aumenta a partir del agujero número 50, punto en el cual se comenzó un incremento de desgaste por adhesión. Este hecho pone de manifiesto que la herramienta ha perdido capacidad de corte, mostrando una mayor dificultad de producir un corte limpio en la entrada del agujero. En esta estrategia de mecanizado, la herramienta sufre un desgaste más acusado en el extremo de la misma, produciendo que en la entrada del material los filos de corte terminen extruyendo parte del material hacia el exterior y produciendo la rebaba. Sin embargo, si se programa una distancia de salida de herramienta suficiente, los filos de corte laterales

pueden terminar de realizar el corte de material, obteniendo una superficie libre de rebaba.

#### **4.3.3.4. Resumen del ensayo de vida sobre en Ti**

Los resultados obtenidos durante el ensayo de larga duración han mostrado la capacidad de alcanzar grandes tandas de ensayos obteniendo unos resultados muy prometedores.

Los resultados en términos de calidad se han mantenido muy estables en prácticamente todos los indicadores y durante gran parte del ensayo. Una vez alcanzados los 50 agujeros, se ha podido apreciar un rápido empeoramiento de la calidad, probablemente asociado al desgaste sufrido de la herramienta.

En términos de calidad superficial los valores se han mantenido incluso por debajo de la predicción realizada en la fase de optimización, superando el límite superior de confianza únicamente en 4 ocasiones (todas tras superar los 50 agujeros). A pesar de esto, todos los valores se encuentran muy por debajo de los límites admisibles establecidos en el sector aeronáutico para aleaciones metálicas.

En cuanto a los valores de diámetro, se ha observado una tendencia decreciente durante los ensayos iniciales, lo que ha provocado que prácticamente todos los valores se encuentren muy por debajo del valor de ajuste pronosticado. Esta disminución del diámetro ha situado los valores obtenidos sobre la línea inferior del intervalo de confianza, superando el intervalo de predicción inferior para medidas individuales en tres ocasiones. Esta tendencia puede estar asociada a la temperatura de mecanizado, no obstante, esta disminución del diámetro en realidad aproxima el diámetro obtenido al valor programado, concediendo una menor diferencia y por tanto mayor precisión.

En términos de rebaba, se ha podido comprobar que este valor a la salida de los agujeros es prácticamente despreciable. Puede observarse que la altura de rebaba a la salida no se ve afectada por el desgaste de la herramienta, encontrándose en todos los casos por debajo de los 10  $\mu\text{m}$  (la disminución observada tras los tres primeros agujeros es debida a una mejora de la superficie que permite una medición sin interferencias). No obstante, al aumentar el número de agujeros comienza a apreciarse la formación de rebaba a la entrada del mismo. Este incremento puede deberse a la pérdida de capacidad de corte por parte de la herramienta, que comienza a tener dificultades para generar un corte limpio y por lo tanto se produce una pequeña extrusión del material hacia el exterior.

#### **4.3.4. Análisis del desgaste de la herramienta en fresado helicoidal de Ti6Al4V.**

Durante los procesos de mecanizado, la variación del estado inicial de las herramientas es uno de los factores con mayor influencia sobre los indicadores de calidad del agujero, y al mismo tiempo, es el canal que conecta la adquisición de señales de fuerza con los resultados finales.

La calidad de los agujeros se encontrará determinada en primer lugar, por las características de la herramienta y parámetros de mecanizado empleados, pero una vez definida esta información, la evolución del desgaste será el que determinará los resultados finales. Además, la relación entre la fuerza, el desgaste y la formación del defecto de rebaba es de gran relevancia para el caso de estudio [10,13].

Por estos motivos, tras la realización de las operaciones de fresado helicoidal sobre la aleación de titanio, se procedió a la realización de un análisis del estado final de las herramientas. Esta información permitirá corroborar las hipótesis planteadas inicialmente y verificar los mecanismos principales de desgaste que se producen y las zonas o localizaciones más susceptibles.

Para una visualización y análisis del desgaste de las herramientas, se emplearon técnicas de microscopía óptica y electrónica (SEM/EDS).

En primer lugar, como se muestra en la Figura 4.25, a través de un microscopio óptico se obtuvieron imágenes los filos corte frontales y laterales de una herramienta nueva.

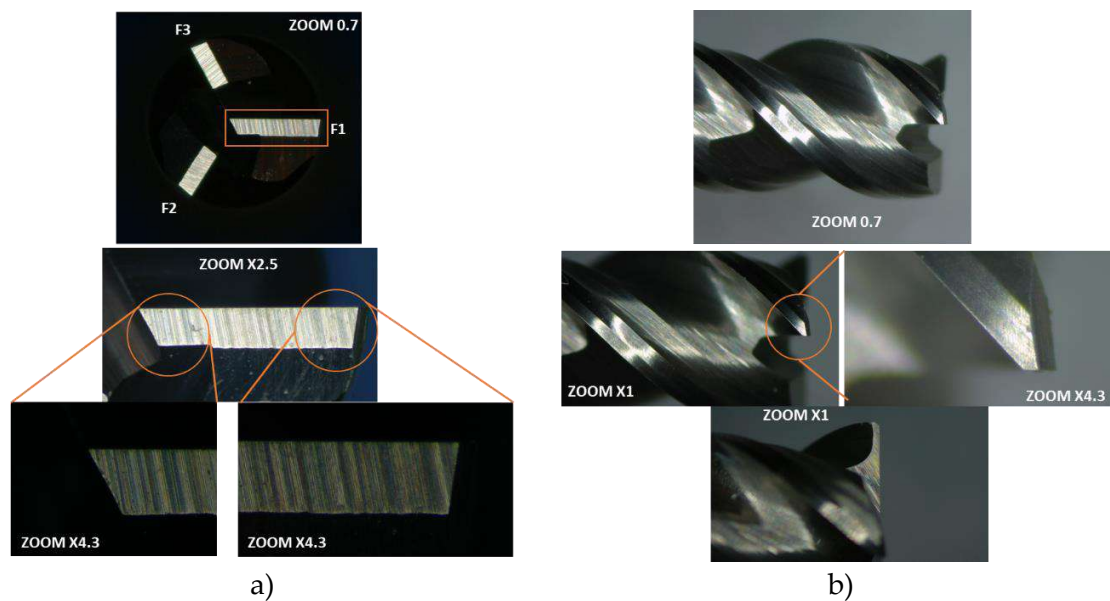


Figura 4.25. Imágenes de una herramienta nueva (microscopio óptico) a) filos frontales, b) filos laterales.

A continuación, en la Figura 4.26 se muestran las imágenes SEM y EDS de la misma herramienta, donde el espectro muestra la que la composición es básicamente cobalto y wolframio. Esta información compone el punto de partida a partir del cual se compararán las herramientas empleadas en el mecanizado de titanio.

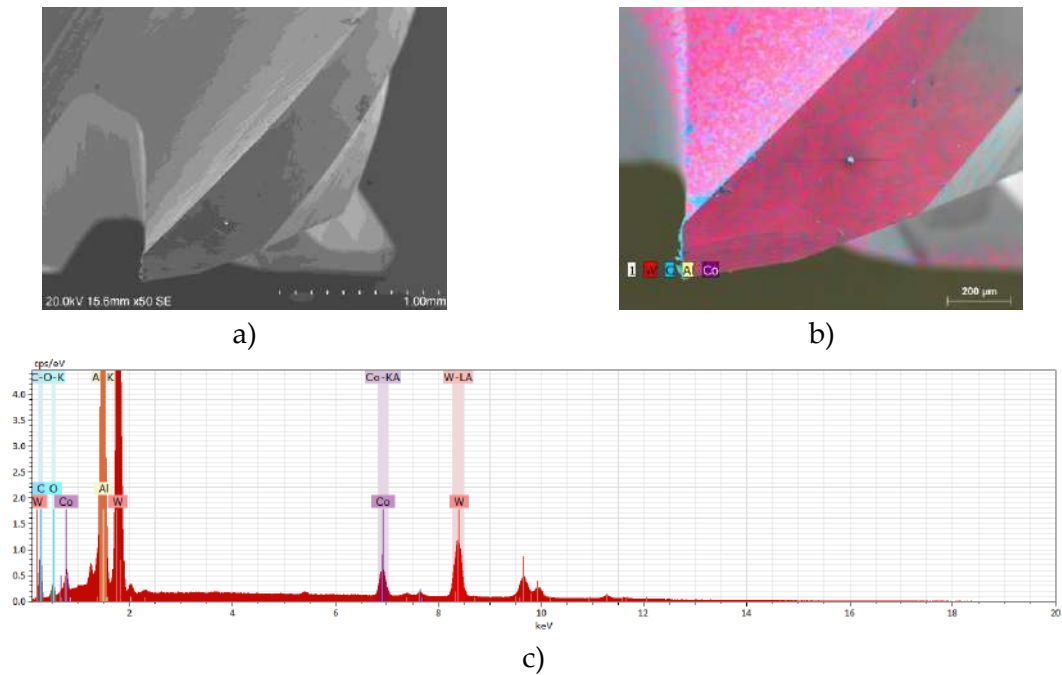
























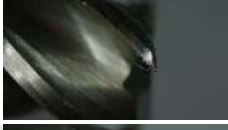







Figura 4.26. Imágenes de una herramienta nueva. a) Imagen SEM. b) Mapeado de elementos EDS. c) Espectro EDS.

A continuación, en la Figura 4.27 se muestran algunos de los filos de las herramientas empleadas durante el mecanizado en la fase inicial.

Una primera inspección visual permite observar que, tal y como se indicó en el capítulo anterior, el desgaste por adhesión es uno de los principales mecanismos de desgaste que se produce durante el mecanizado de este tipo de aleaciones [14]. Algunas perspectivas permiten apreciar una gran cantidad de material adherido en los filos laterales que componen el canal de evacuación, además de sobre los filos frontales.

En algunas configuraciones también se puede observar iridiscencia o decoloración del filo de la herramienta, lo que evidencia las altas temperaturas que se producen durante el proceso de corte, pudiendo dar origen a mecanismos de desgaste térmicos, de oxidación y de difusión [15,16]. Estos tipos de desgaste son difíciles de cuantificar. Sin embargo, los resultados ponen en evidencia que la configuración de parámetros jugará un importante papel sobre el proceso de desgaste y su evolución. Los resultados obtenidos con la configuración 6 mostraron un desgaste muy acelerado que finalizó con el fallo de la herramienta durante el segundo agujero. Un resultado similar se obtuvo con la configuración número 4, donde se llegó al mismo resultado durante la realización del cuarto agujero. Las imágenes muestran una gran cantidad de material adherido que conduce a una pérdida total de capacidad de corte. Además, también se puede apreciar una característica iridiscencia producida por las altas temperaturas alcanzadas. Estos ensayos tenían en común la velocidad de corte y el sentido de giro, empleando la velocidad más alta (160 m/min) y el mecanizado en concordancia.

**Tabla 4.27.** Imágenes de los filos de las herramientas empleadas en la fase 1 de fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

Configuración	Filos laterales		Filos frontales	
1				
2				
3				
4				
5				
6				
7				
8				

Sobre las imágenes anteriores es difícil apreciar el relieve de algunas zonas, por lo que ocasionalmente se ha empleado una técnica multifocal para corroborar la pérdida de material en puntos concretos. Como se muestra en la Figura 4.27, esta técnica permitió concluir que existía una pérdida de material en el filo de la herramienta 8.






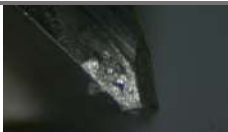












**Figura 4.27.** Imagen de la pérdida de material de uno de los filos de corte de la herramienta empleada en el fresado helicoidal de la aleación de titanio con los parámetros de mecanizado  $V_c=160$  m/min,  $f_z=0.003$  mm/diente y  $f_{za}=0.001$  mm/diente.

Como se ha visto en capítulos anteriores, los mecanismos de desgaste adhesivos muestran un comportamiento cíclico, donde las altas presiones y temperaturas producen una adhesión y desprendimiento de material sobre los filos corte, generando un desgaste adhesivo primario y secundario. Estos resultados concuerdan con lo obtenido por en diferentes investigaciones [2,5,15,17], donde se observaron resultados similares destacando los mecanismos de adhesión que han dado origen al astillamiento de la herramienta.

Tras la realización de la segunda fase, se realizaron tomas de imágenes similares que se muestran en la Tabla 4.28. Las imágenes muestran un resultado similar, donde se concluye de nuevo que uno de los principales mecanismos de desgaste es la adhesión.

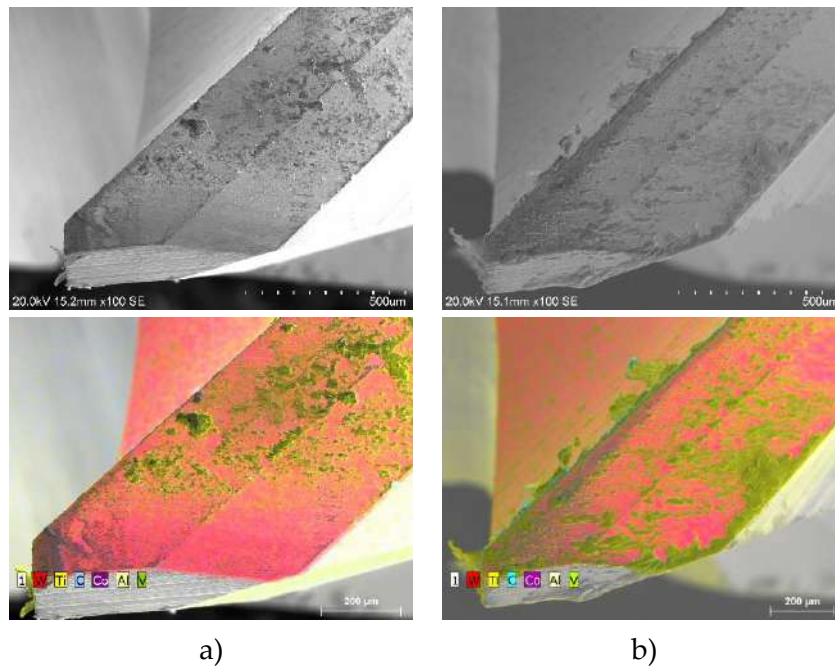
En esta ocasión se observa que los parámetros más agresivos, es decir con la configuración número 8, muestran una fuerte adhesión de material, llegando a sobrepasar los límites de los filos y dejando intuir una importante pérdida de material. Esto muestra un acelerado desgaste, donde de haber continuado, las altas presiones y temperaturas habrían llevado al fallo catastrófico de la herramienta. Sin embargo, los resultados en términos de calidad muestran una buena estabilidad y valores relativamente bajos.

**Tabla 4.28.** Imágenes de los filos de las herramientas empleadas en la fase 2 de fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

Configuración	Filos laterales		Filos frontales	
2 Concordancia				
3 Concordancia				
5 Concordancia				
8 Concordancia				

Tras este primer análisis se procede a la realización de una evaluación a través de microscopía SEM/EDS. En la imagen de la Figura 4.28 se muestra uno de los filos de cortes de dos de las herramientas que se han empleado la fase 2 del mecanizado de titanio. En estas imágenes se reafirma que lo observado en las imágenes anteriores se trataba de adhesión de titanio sobre la herramienta. Puede observarse que esta adhesión se produce tanto en las caras de desprendimiento como de incidencia, facilitando e incrementando el rozamiento con la superficie ya mecanizada y pudiendo conducir a un aumento de la temperatura y empeoramiento de la calidad superficial.

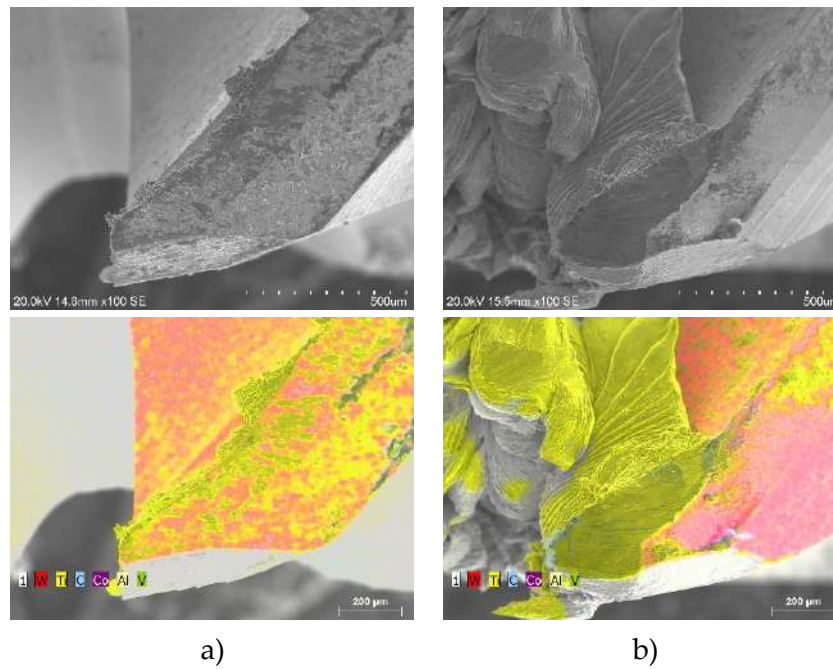




**Figura 4.28.** Imágenes SEM-EDS de uno de los filos de la herramienta que ha empleado la configuración de parámetros: a)  $V_c = 80$ ;  $f_{z1} = 0.03$  mm/diente y  $f_{zai} = 0.0005$  mm/diente. b)  $V_c = 80$ ;  $f_{z1} = 0.015$  mm/diente y  $f_{zai} = 0.001$  mm/diente.

Debido al desarrollo de estos procesos cíclicos de adhesión y desprendimiento, se puede producir al astillado de las herramientas [2,15,18]. Estos mecanismos se describen por Hourmand [14], donde asocia el desgaste por adhesión con defectos superficiales. Dentro de esta defectología se puede producir defectos superficiales conocidos como “Smearing” [12].

Adicionalmente, se han obtenido imágenes de la herramienta que ha empleado la configuración de mecanizado más agresiva con ambos sentidos de giro, es decir, el sentido de mecanizado en concordancia y en oposición (Figura 4.29). En estas imágenes se observa con facilidad un mayor volumen de material de titanio adherido sobre el filo de la herramienta que ha empleado el sentido de mecanizado en concordancia. Sin embargo, como se observó anteriormente sobre la herramienta que emplea el mecanizado en oposición, existía una notable falta de material sobre uno de sus filos, cuya geometría coincide con el perfil de material adherido que se puede observar. Esto puede indicar que el mecanismo de desgaste se repite con gran fidelidad a pesar del sentido de giro usado y, bajo el material adherido que sigue un proceso cíclico de adhesión y desprendimiento se pueda encontrar una falta de material muy similar a la anterior.



**Figura 4.29** Imágenes SEM-EDS de uno de los filamentos de la herramienta que ha empleado la configuración de parámetros:  $V_c = 160 \text{ m/min}$ ;  $f_{zi} = 0.03 \text{ mm/diente}$  y  $f_{za} = 0.001 \text{ mm/diente}$ . (a) En el sentido de giro en oposición. (b) en el sentido de giro en concordancia.

#### 4.3.5. Resultados del análisis de fuerzas en el fresado helicoidal de Ti6Al4V

La implementación de técnicas OWA y OSD imponen el requisito del aseguramiento de la obtención de agujeros libres de defectos. Para ello, es necesario sensorizar los sistemas de fabricación, dotándolos de una fuente de información que permita conocer el estado real del proceso. Así, la monitorización del proceso es un requisito indispensable en el camino hacia un modelo de fabricación autogestionados. En este sentido, han sido las señales de fuerzas la fuente seleccionada para la monitorización del proceso.

En línea con los objetivos planteados, se ha procedido al tratamiento de las señales de fuerza adquiridas durante el proceso de mecanizado. Las señales de fuerzas adquiridas de manera on-line han sido sometidas a un tratamiento descrito con detalle en el apartado de metodología, extrayéndose la fuerza media, el valor medio de la envolvente de la señal y el valor máximo. Adicionalmente, será necesario llegar a conectar las señales de fuerza con los indicadores de calidad, cuyo nexo de unión se encuentra en el estado de la herramienta.

Aunque en base al planteamiento anterior, el tratamiento de las señales cobra mayor sentido en la última fase del mecanizado de titanio, es decir, en el ensayo de vida, se ha realizado un análisis completo para cada fase. Este estudio puede ayudar a relacionar estas señales con los parámetros de mecanizado y estado de la herramienta, ayudando a comprender mejor como se han alcanzado los resultados finales.

#### 4.3.5.1. Resultados de fuerzas en el fresado helicoidal de Ti (fase 1)

Los resultados obtenidos de la fuerza promedio obtenidos en la fase inicial del mecanizado de titanio se muestran en la Tabla 4.29. En esta tabla se incluyen los valores obtenidos para cada uno de los agujeros, el valor promedio entre ellos y su desviación.

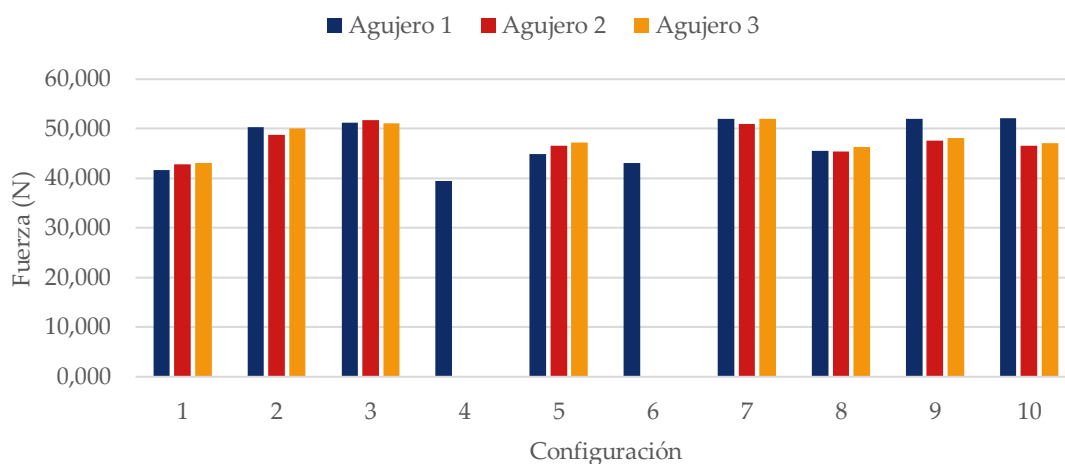
**Tabla 4.29.** Valores de la fuerza promedio en la dirección del eje z para la fase 1 de fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V (N).

Configuración	Fz Promedio			Fz Promedio	Desviación (Fz)
	Agujero 1	Agujero 2	Agujero 3		
1	41,620	42,848	43,062	42,510	0,778
2	50,356	48,757	50,115	49,743	0,862
3	51,181	51,703	51,100	51,328	0,327
4	39,462			39,462	
5	44,949	46,513	47,191	46,218	1,150
6	43,095			43,095	
7	51,995	50,950	52,054	51,666	0,621
8	45,516	45,410	46,365	45,764	0,523
9	52,025	47,577	48,159	49,254	2,418
10	52,098	46,607	47,127	48,611	3,031

Adicionalmente, como se muestra en la Figura 4.30, se ha generado una gráfica para facilitar la visualización de los resultados.

Lo primero que se puede observar es que, en línea con los resultados de calidad obtenidos, los valores de fuerza presentan una buena estabilidad, con desviaciones inferiores a un Newton en la mayoría de los casos.

Los valores obtenidos se encuentran en un rango muy estrecho, con un valor medio de 46,765 N y una desviación estándar de los valores promedio de 4,07 N, siendo la diferencia entre el valor individual más alto y el más bajo de 12,64 N.



**Figura 4.30** Valores de la fuerza promedio en la dirección del eje z para la fase 1 de fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

Como se ha mencionado anteriormente, los ensayos 4 y 6 sufrieron un fallo catastrófico durante sus últimos mecanizados y serán revisados con especial detalle más

adelante. Para el caso de la configuración 4 ( $V_c = 160$  m/min,  $f_{zt} = 0,03$  mm/diente,  $f_{za} = 0,0005$  mm/diente) solo se dispone de datos de fuerza de su último ensayo, por lo que para la obtención de un valor de fuerza medio se han empleado los primeros milímetros de recorrido (hasta unos instantes antes de su fallo).

Del mismo modo que se hizo con los indicadores de calidad, se ha realizado un análisis de varianza donde los resultados muestran que ninguno de los parámetros es estadísticamente significativo (Figura 4.30).

**Tabla 4.30.** Análisis de varianza para la respuesta de fuerza promedio en el fresado helicoidal de titanio.

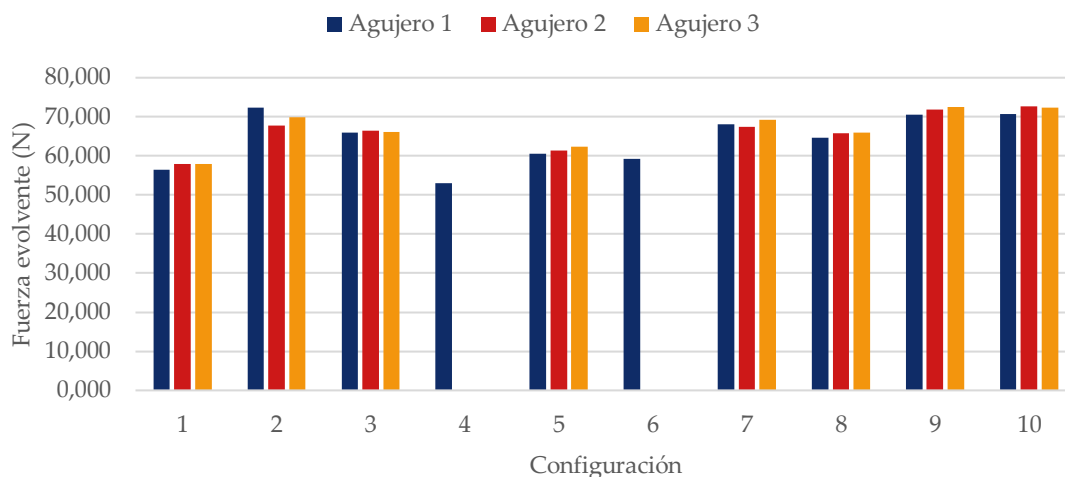
Fuente	Valor F	Valor p
Modelo	0,65	0,681
Lineal	0,67	0,648
Vc	1,13	0,348
fzt	0,27	0,632
fza	0,08	0,788
Sentido de giro	1,19	0,337
Curvatura	0,57	0,493

Este hecho puede ser debido a que los valores de avance axial son relativamente bajos, dificultando la medición de su influencia sobre la variación de fuerza. Al mismo tiempo, existe una serie de factores como son la temperatura, vibraciones y sensibilidad de los equipos, que pueden enmascarar y dificultar su percepción. En cualquiera de los casos, se pone de manifiesto que el rango de valores empleado en el avance axial no tendrá una gran relevancia sobre los resultados de fuerza y, por ende, sobre los defectos en los que este factor pueda tener influencia.

Los valores de la fuerza media de la envolvente se muestran en la Tabla 4.31, a partir de la cual se ha generado la gráfica que se muestra en la Figura 4.31.

**Tabla 4.31.** Valores de la fuerza evolvente promedio en la dirección del eje z para la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V (N).

Configuración	Fz Evolvente				
	Agujero 1	Agujero 2	Agujero 3	Evol.Promedio	Desviación (Evol.)
1	56,404	57,892	57,921	57,406	0,868
2	72,350	67,777	69,823	69,983	2,291
3	66,005	66,405	66,057	66,156	0,217
4	52,985			52,985	
5	60,495	61,383	62,284	61,387	0,895
6	59,295			59,295	
7	68,072	67,480	69,158	68,237	0,851
8	64,599	65,827	65,891	65,439	0,728
9	70,509	71,852	72,423	71,595	0,983
10	70,776	72,749	72,387	71,971	1,050



**Figura 4.31.** Valores de la fuerza promedio de la envolvente en la dirección del eje z para la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

Los resultados muestran un comportamiento muy similar al de los valores medios. De nuevo se aprecia una buena estabilidad en todas las configuraciones, con muy poca variación entre los tres agujeros, en los que se muestra una desviación estándar inferior al Newton en la mayoría de los casos.

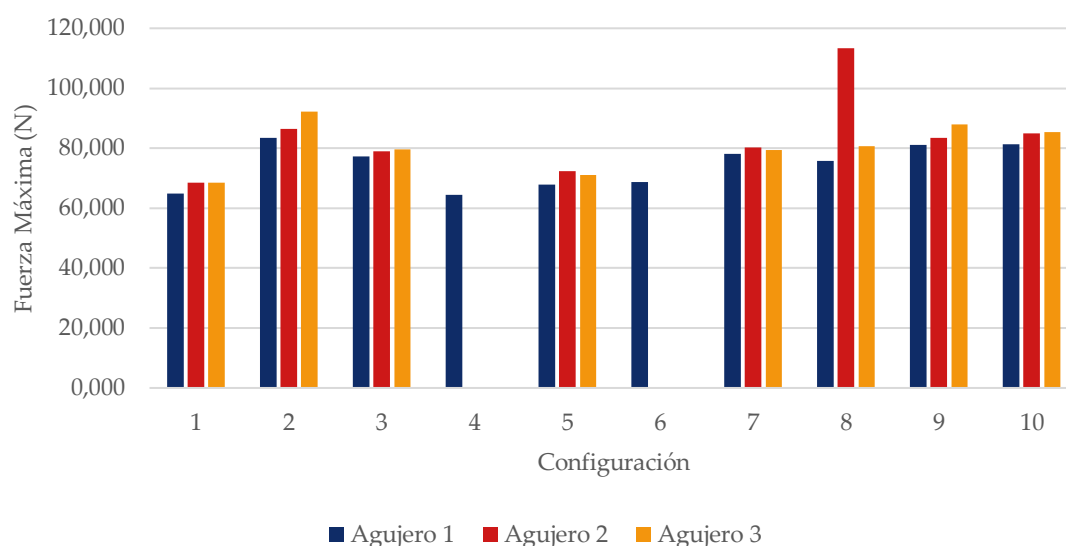
Al mismo tiempo, el valor promedio de entre todas las configuraciones es de 64,45 N, con una desviación estándar de 6,44 N. Esta baja variabilidad dificulta la apreciación de influencia de los parámetros cinemáticos sobre el valor de fuerza, encontrándose de nuevo que, tras el tratamiento estadístico de los datos, ningún factor es estadísticamente significativo.

Por último, en la Tabla 4.32 y en la Figura 4.32 se muestran los valores para la fuerza máxima alcanzada durante el proceso de fresado helicoidal. Aunque las tendencias entre las diferentes configuraciones muestran un comportamiento muy similar a lo observado para el valor medio y la envolvente, si parece mostrar un ligero incremento durante la realización de los tres agujeros. Este incremento puede apreciarse fácilmente en las configuraciones 1, 2, 3, 9 y 10, donde los valores de la diferencia entre el primero y el último oscilan entre los 2,4 y los 8,7 N.

En cuanto a los valores, de nuevo se observa una buena estabilidad con desviaciones algo superiores a las observadas en los parámetros anteriores, se encuentran en la mayoría de los casos por debajo de los 3 N. Al mismo tiempo, el valor medio de las configuraciones es de 77,392 N, con una desviación estándar de solo 9 N. Debido a esto, de nuevo el tratamiento estadístico no aporta información significativa sobre la influencia de los parámetros de mecanizado sobre la fuerza máxima.

**Tabla 4.32.** Valores de la fuerza máxima en la dirección del eje z para la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V (N).

Configuración	Fz Máximo				
	Agujero 1	Agujero 2	Agujero 3	Promedio Fz Max.	Desv. Fz Max.
1	64,829	68,523	68,407	67,253	2,100
2	83,435	86,464	92,162	87,354	4,431
3	77,150	78,860	79,582	78,531	1,249
4	64,423			64,423	
5	67,808	72,412	71,141	70,454	2,378
6	68,749			68,749	
7	78,115	80,163	79,423	79,234	1,037
8	75,663	113,401	80,633	89,899	20,504
9	81,171	83,355	87,963	84,163	3,467
10	81,342	84,923	85,309	83,858	2,187



**Figura 4.32.** Valores de la fuerza máxima en la dirección del eje z para la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V (N).

Resulta muy llamativo el valor registrado durante el segundo agujero en la configuración 8, mostrando un valor máximo muy superior al resto. Este valor supone un incremento puntual de casi un 30% con respecto al agujero previo, resultando un valor atípico que merece un análisis independiente.

Este valor no tiene un peso relevante sobre los valores medios o de la envolvente, sin embargo, podría aportar una información de gran interés. Este valor podría estar relacionado con el desgaste de la herramienta observado en apartados anteriores, donde la herramienta que realizó este mecanizado presentaba una notable pérdida de material sobre uno de sus filos.

Como se ha podido observar, el desgaste adhesivo es uno de los mecanismos predominantes en el mecanizado de estas aleaciones y que sigue un proceso cíclico de adhesión y desprendimiento. Según lo observado, sería posible que este valor de fuerza máxima se corresponda con el desprendimiento de material adherido que condujo a la

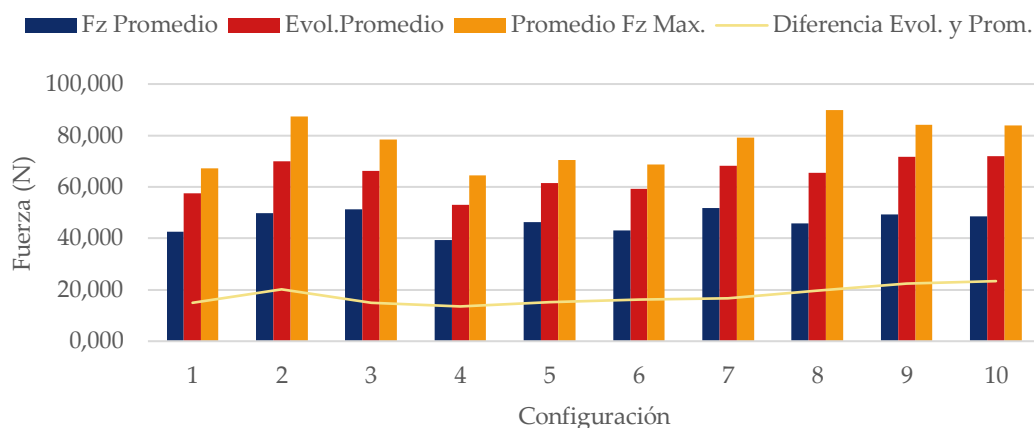
perdida de material en el filo de la herramienta, volviendo a estabilizarse tras el desprendimiento. Si esto fuera así, podría utilizarse el parámetro de valor máximo para la detección de este tipo de desgaste.

Sin embargo, si el desprendimiento se produjo durante la realización del segundo mecanizado, también estaría mostrando que tras el mismo, la herramienta pudo continuar mecanizando alcanzando calidades aceptables.

Finalmente se ha generado la Tabla 4.33 y la Figura 4.33, donde se recogen los valores promedios de los tres agujeros realizados para la fuerza media, envolvente y fuerza máxima, donde adicionalmente se ha incluido un valor que representa la diferencia entre el valor de la envolvente y el valor de fuerza medio.

**Tabla 4.33.** Valores de las fuerzas medias de los tres agujeros en la dirección del eje z para la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V (N).

Promedios				
Configuración	Fz Promedio	Evol.Promedio	Promedio Fz Max.	Diferencia Evol. y Prom.
1	42.510	57.406	67.253	14.896
2	49.743	69.983	87.354	20.241
3	51.328	66.156	78.531	14.828
4	39.462	52.985	64.423	13.523
5	46.218	61.387	70.454	15.170
6	43.095	59.295	68.749	16.200
7	51.666	68.237	79.234	16.570
8	45.764	65.439	89.899	19.675
9	49.254	71.595	84.163	22.341
10	48.611	71.971	83.858	23.360

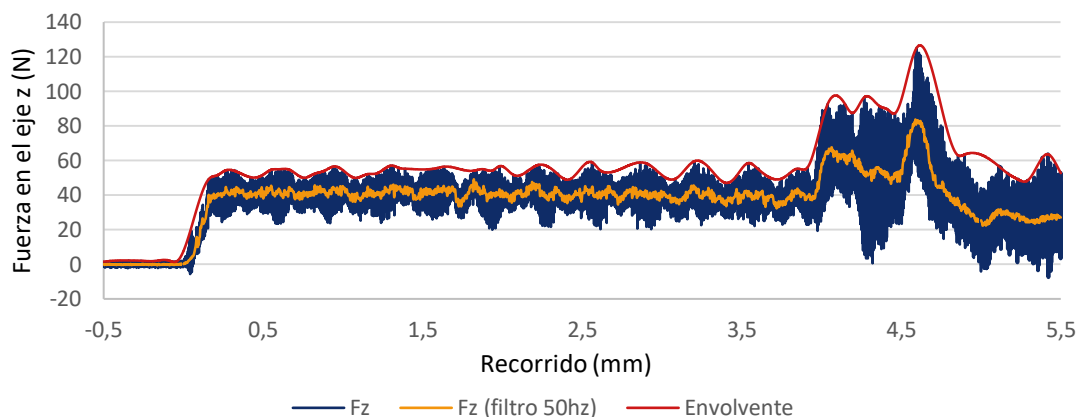


**Figura 4.33** Valores de las fuerzas medias de los tres agujeros en la dirección del eje z y diferencia entre el valor de la fuerza evolvente y fuerza media para la fase 1 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

Esta información refleja de nuevo la estabilidad del proceso y la baja influencia que parecen tener los parámetros de mecanizado. Sin embargo, la diferencia entre los valores de la envolvente y el valor medio se mantiene prácticamente constante en todas las configuraciones. Este indicador presenta un valor medio de 17,68 N, con una desviación estándar de tan solo 3,45 N.

Una vez finalizado el análisis global de las fuerzas, se procede al análisis individual de los casos donde la herramienta ha sufrido un fallo o se ha detectado algún valor inusual.

En la Figura 4.34 se muestra la gráfica de la señal de fuerza del ensayo con los parámetros de  $V_c = 160$  m/min,  $f_{zt} = 0,03$  mm/diente y  $f_{za} = 0,0005$  mm/diente, donde la herramienta sufrió un fallo durante la realización del cuarto agujero.



**Figura 4.34.** Gráfica de las fuerzas obtenidas durante la realización del cuarto agujero en el fresado helicoidal de la aleación de titanio Ti6Al4V con la configuración de parámetros:  $V_c = 160$  m/min,  $f_{zt} = 0,03$  mm/diente,  $f_{za} = 0,0005$  mm/diente y sentido en concordancia.

En la gráfica puede observarse como la señal se mantiene bastante estable hasta alcanzar los cuatro milímetros de profundidad, donde experimenta un rápido crecimiento pasando de un valor promedio cercano a los 40 N hasta alcanzar valores picos que se mantienen cercano a los 90 N, con un máximo que supera los 120 N casi en el final de su recorrido.

La gráfica muestra que el desgaste que sufren las herramientas se produce de una forma abrupta tras rebasar una primera fase de estabilización. Este rápido crecimiento de la fuerza puede deberse a la pérdida de material en los filos corte de las herramientas, generando mayores presiones y temperaturas que facilitan el aceleramiento del desgaste.

En la Figura 4.35 se muestran las gráficas de las fuerzas obtenidas durante los ensayos realizados con los parámetros de  $V_c = 160$  m/min,  $f_{zt} = 0,03$  mm/diente y  $f_{za} = 0,0005$  mm/diente, donde la herramienta sufrió un fallo durante la realización del segundo agujero.

Las gráficas muestran de nuevo una buena estabilidad de las fuerzas durante el primer ensayo, experimentando un crecimiento similar al observado anteriormente, alcanzando valores máximos muy similares. En este caso, el incremento en la señal de fuerza se produce muy próximo al inicio del agujero, manteniéndose las fluctuaciones entre los valores de fuerza de 60 N y los 150 N durante todo el mecanizado.

Por último, se ha procedido al análisis de la señal de fuerza del segundo agujero mecanizado con los parámetros de  $V_c = 160$  m/min,  $f_{zt} = 0,03$  mm/diente y  $f_{za} = 0,001$



mm/diente, donde se observó una pérdida de material sobre el filo de la herramienta (Figura 4.36).

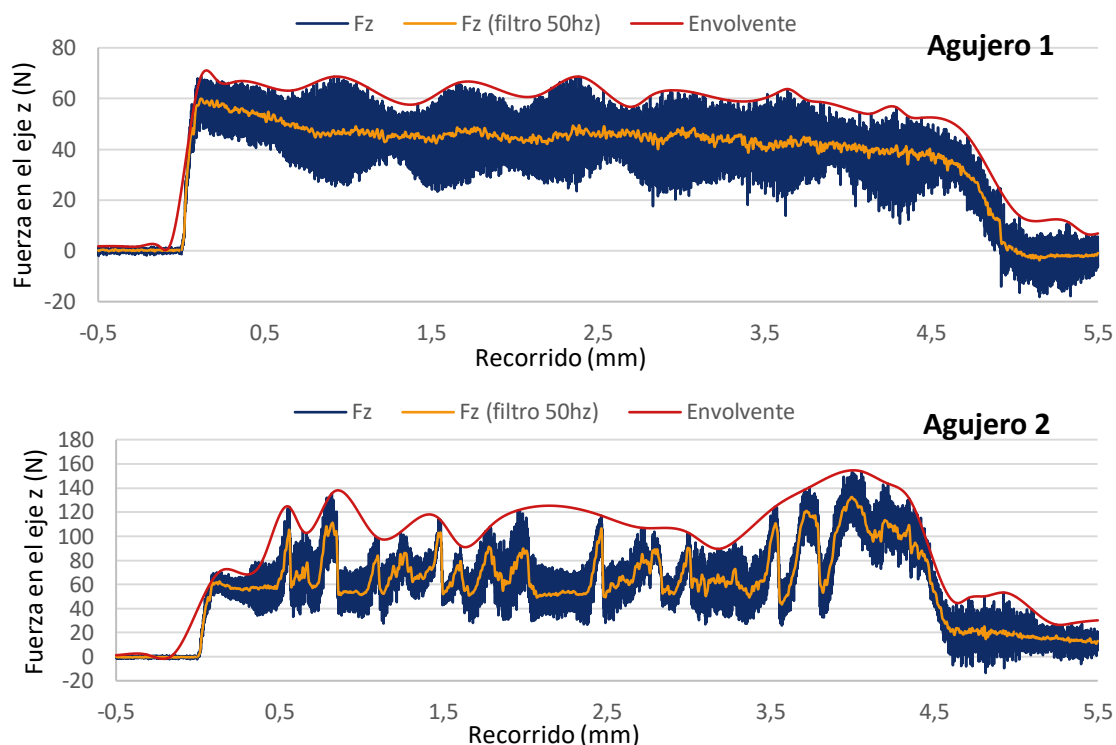


Figura 4.35. Gráfica de las fuerzas obtenidas de la realización de los dos primeros agujeros en el ensayo de fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V con la configuración de parámetros:  $V_c = 160$  m/min,  $f_{zt} = 0,03$  mm/diente y  $f_{za} = 0,0005$  mm/diente.

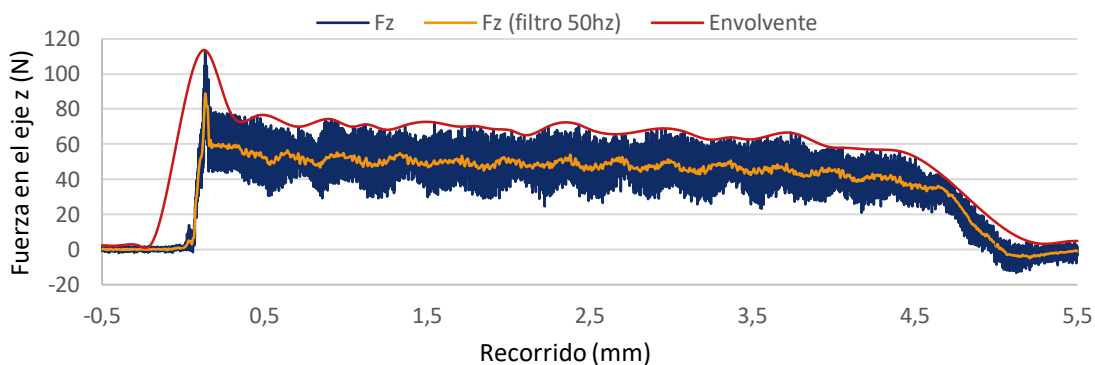


Figura 4.36. Gráfica de las fuerzas obtenidas de la realización del segundo agujero en el ensayo de fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V con la configuración de parámetros:  $V_c = 160$  m/min,  $f_{zt} = 0,03$  mm/diente y  $f_{za} = 0,001$  mm/diente.

En la figura se observa que el valor máximo se produce casi al inicio del mecanizado. Hay que considerar que entre la realización de un mecanizado y el siguiente puede transcurrir un periodo de tiempo en el cual sería posible que material adherido al filo de la herramienta se hubiera enfriado y prácticamente soldado al filo de la misma, desprendiéndose de la misma durante los primeros instantes de contacto. En ese caso, la diferencia entre el valor promedio y el valor observado se correspondería con la fuerza

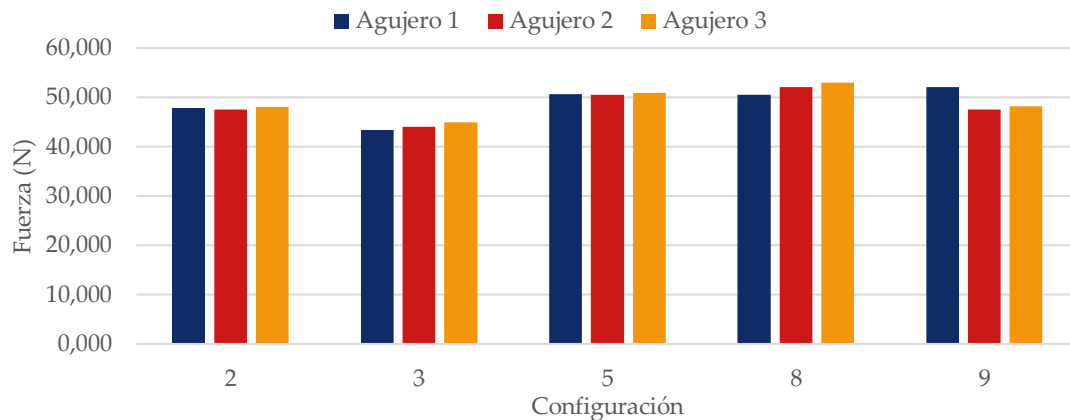
necesaria para la separación del material adherido del filo de la herramienta, produciendo finalmente la pérdida de material.

#### 4.3.5.2. Resultados de fuerzas en el fresado helicoidal de Ti (fase 2)

Con los resultados de fuerza obtenidos durante la segunda fase se ha generado la Tabla 4.34 y la gráfica que se muestra en la Figura 4.37. En la tabla se han incluido los valores obtenidos durante la fase 1, es decir, en un mecanizado en oposición para mostrar la diferencia entre los resultados obtenidos en el mecanizado en concordancia.

**Tabla 4.34.** Valores de las fuerzas medias de los ensayos individuales en la dirección del eje z para la fase 2 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V (N).

Configuración	Fuerza Promedio			Fz Promedio (Concordancia)	Desviación Fz	Fz Promedio (oposición)	Diferencia entre oposición y concordancia
	Agujero 1	Agujero 2	Agujero 3				
2	47,741	47,521	48,036	47,766	0,258	49,743	1,977
3	43,442	43,965	44,939	44,115	0,760	51,328	7,213
5	50,631	50,518	50,949	50,699	0,223	46,218	-4,482
8	50,555	52,124	53,039	51,906	1,256	45,764	-6,142
9	52,025	47,577	48,159	49,254	2,418	45,764	-3,490



**Figura 4.37.** Valores de la fuerza promedio en la dirección del eje z para la fase 2 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V (N).

Los resultados muestran una alta estabilidad, con desviaciones entre los tres agujeros muy bajas en la mayoría de los casos. Los resultados de la diferencia entre el mecanizado en concordancia y en oposición muestran valores tanto positivos como negativos, lo que indica que el sentido de giro no ha mostrado una influencia directa sobre la fuerza.

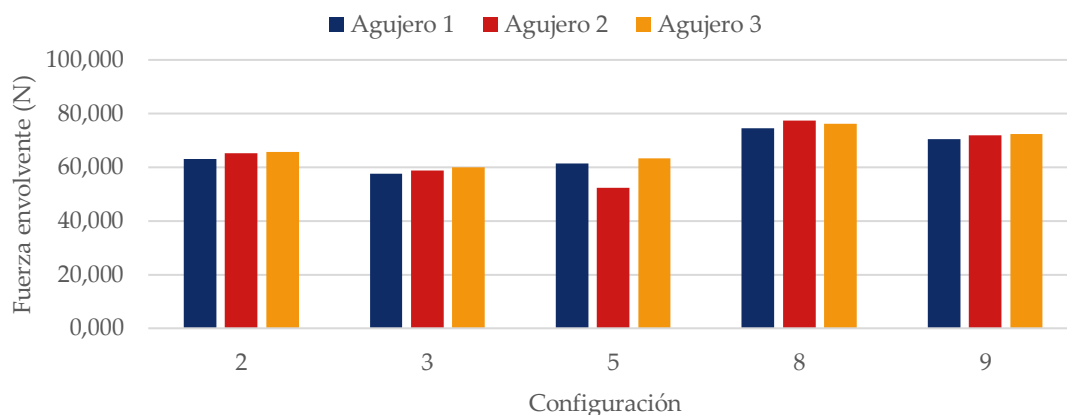
Del mismo modo, se han generado la Tabla 4.35 y la Tabla 4.36 para los valores de la fuerza evolutiva y fuerza máxima respectivamente junto con sus gráficas (Figura 4.38 y Figura 4.39). De donde pueden extraerse conclusiones similares a las obtenidas de la fuerza media.

**Tabla 4.35.** Valores de las fuerzas evolventes de los ensayos individuales en la dirección del eje z para la fase 2 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V (N).

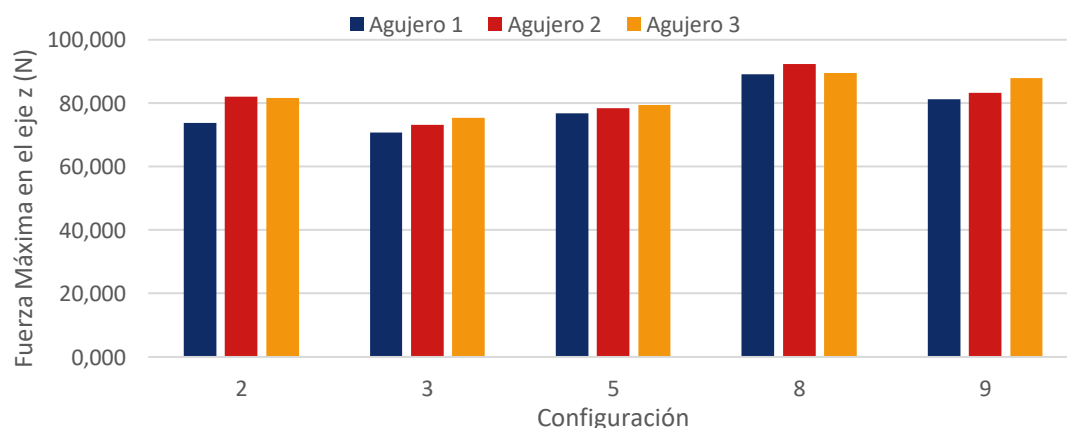
Configuración	Fuerza Evolvente						
	Agujero 1	Agujero 2	Agujero 3	Fz Evolvente Concordancia	Desviación (Evol.)	Fz Evolvente (oposición)	Diferencia entre oposición y concordancia
2	63,001	65,204	65,670	64,625	1,426	69,983	5,358
3	57,553	58,866	59,953	58,791	1,202	66,156	7,365
5	61,512	52,277	63,248	59,012	5,897	61,387	2,375
8	74,594	77,397	76,315	76,102	1,414	65,439	-10,663
9	70,509	71,852	72,423	71,595	0,983	71,971	0,376

**Tabla 4.36.** Valores de las fuerzas máximas de los ensayos individuales en la dirección del eje z para la fase 2 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V (N).

Configuración	Fuerza Máxima						
	Agujero 1	Agujero 2	Agujero 3	Promedio Fz Max. (Concordancia)	Desv. Fz Max.	Fz Máxima (oposición)	Diferencia entre oposición y concordancia
2	73,681	82,029	81,695	79,135	4,726	87,354	8,219
3	70,682	73,130	75,484	73,099	2,401	78,531	5,432
5	76,752	78,333	79,350	78,145	1,309	70,454	-7,691
8	89,144	92,314	89,615	90,358	1,711	89,899	-0,459
9	81,171	83,355	87,963	84,163	3,467	83,858	-0,305



**Figura 4.38.** Valores de la fuerza de la evolvente en la dirección del eje z para la fase 2 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

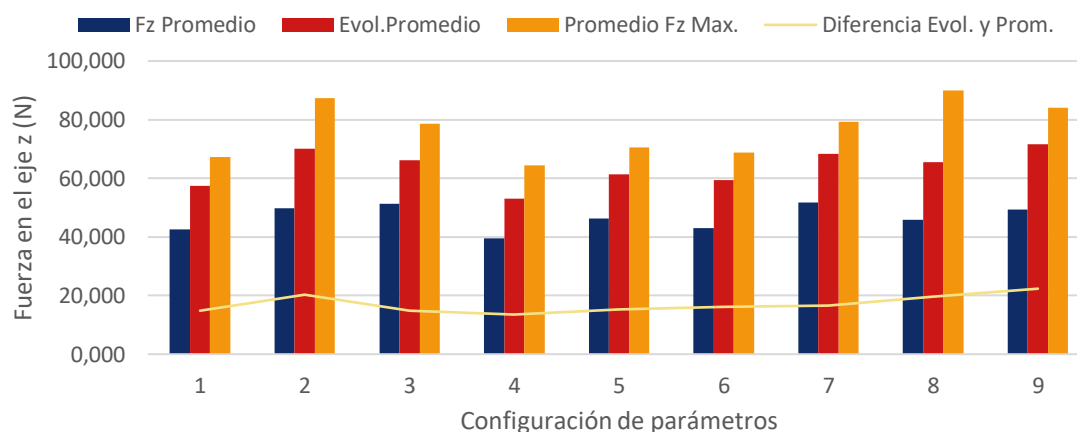


**Figura 4.39.** Valores de la fuerza máxima en la dirección del eje z para la fase 2 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

Finalmente, del mismo modo que se realizó para la fase 1, se ha generado la Tabla 4.37 y la Figura 4.40 con los valores medios de los tres agujeros, incluyendo una columna para la diferencia entre el valor de la evolvente y el valor medio. La estabilidad de esta diferencia muestra la baja influencia entre los parámetros de mecanizado y este valor.

**Tabla 4.37.** Valores de las fuerzas promedio de los tres agujeros en la dirección del eje z para la fase 2 del fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V (N).

Promedios				
Configuración	Fz Promed	Evol.Promed	Promedio Fz	Diferencia Evol. y Prom.
1	42,510	57,406	67,253	14,896
2	49,743	69,983	87,354	20,241
3	51,328	66,156	78,531	14,828
4	39,462	52,985	64,423	13,523
5	46,218	61,387	70,454	15,170
6	43,095	59,295	68,749	16,200
7	51,666	68,237	79,234	16,570
8	45,764	65,439	89,899	19,675
9	49,254	71,595	84,163	22,341

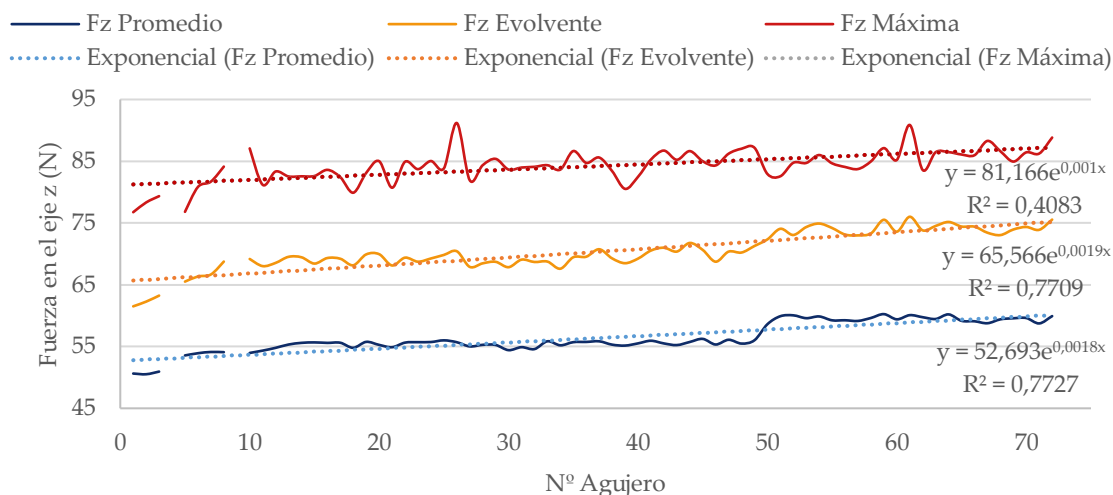


**Figura 4.40.** Valores promedio de las fuerzas en la dirección del eje z y diferencia entre el valor de la fuerza evolvente y fuerza media para el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

#### 4.3.5.3. Resultados de fuerzas en el fresado helicoidal de Ti fase 3-Ensayo de vida

Como se ha mencionado anteriormente, el análisis de las señales de fuerza cobra un mayor sentido en ensayos más prolongados, de manera que permita extraer información relevante que relacione los valores de fuerza con el estado de la herramienta y los indicadores de calidad.

En la Figura 4.41 se muestran los valores obtenidos durante el ensayo de vida realizado sobre el titanio con los parámetros de  $V_c = 80$  m/min,  $f_{zt} = 0,015$  mm/diente y  $f_{za} = 0,001$  mm/diente (los valores de la fuerza para el agujero número 4 y 9 no se han podido incluir debido a problemas técnicos durante la adquisición de datos).



**Figura 4.41.** Gráfica de valores de fuerza durante el ensayo de larga duración de fresado helicoidal sobre la aleación de Ti6Al4V.

Los datos muestran una gran estabilidad para los tres indicadores de fuerza seleccionados a lo largo de prácticamente todo el ensayo de vida, como se podía deducir a partir de los indicadores de calidad. Como puntos más destacables, en la gráfica se observan dos ligeros incrementos, uno durante los primeros ensayos y otro a partir del agujero número 49, donde ya los indicadores de calidad superficial mostraron un notable incremento.

El primer incremento que sufre la fuerza puede apreciarse en los tres indicadores, pudiendo ser señal de un desgaste inicial que se estabiliza a partir del agujero número 12 aproximadamente. Sin embargo, el segundo incremento es fácilmente observable en las señales de fuerza promedio y evolvente, pero no se manifiesta en los valores de fuerza máxima.

Estos resultados se ven reflejado con bastante fidelidad en el estudio realizado por Qin [17]. En su trabajo, analiza el desgaste de la herramienta de las herramientas observando tres etapas claramente diferenciadas. Por un lado, se aprecia un rápido desgaste inicial que se origina durante los primeros agujeros hasta alcanzar un determinado valor, seguido de una etapa donde el desgaste se estabiliza hasta alcanzar un punto en el que de nuevo se produce un rápido desgaste.

La primera etapa está asociada a un efecto de pulido inicial de los filos de corte, donde estos sufren un desgaste inicial hasta alcanzar un determinado valor en el que termina por estabilizarse. Durante la fase de desgaste estable se producen efectos de desgaste combinados hasta que, para el caso de estudio, terminan por producir astillamiento sobre los filos de corte que conduce a un aumento de las fuerzas y de la temperatura que acelera los mecanismos de desgaste.

Para una mejor visualización se han realizado gráficas con los valores de fuerza promedio y fuerza máxima de forma separada. En la *Figura 4.42* y *Figura 4.43*, se muestra

la evolución de la fuerza promedio y fuerza máxima respectivamente durante el ensayo de larga duración.

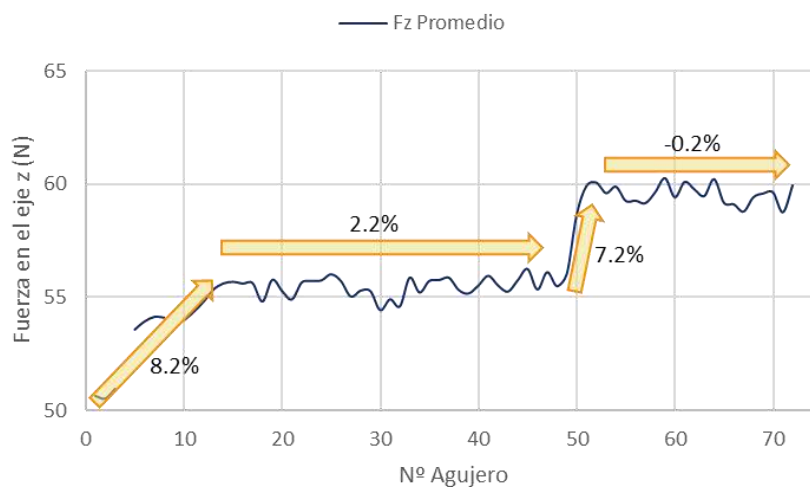


Figura 4.42. Evolución de la fuerza promedio durante el ensayo de larga duración en el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

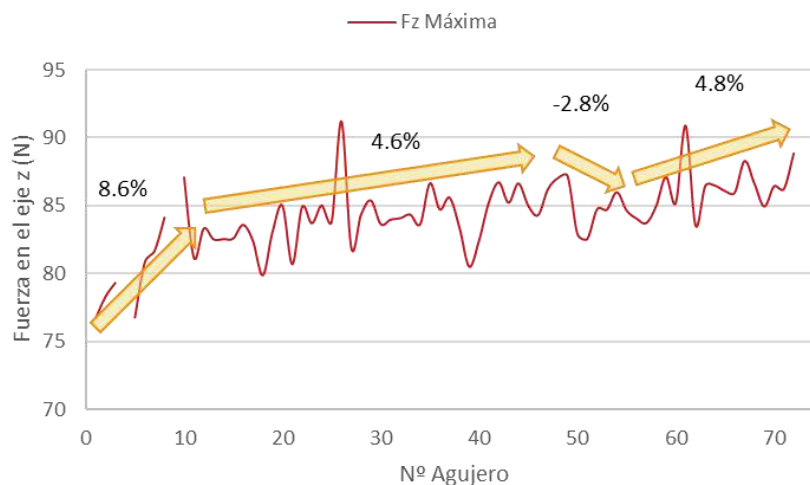


Figura 4.43. Evolución de la fuerza máxima durante el ensayo de larga duración en el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

Como se ha comentado, la herramienta sufre un rápido desgaste durante los primeros mecanizados, alcanzando una fase de estabilización a partir de aproximadamente el agujero número 12. Desde el inicio del mecanizado hasta alcanzar el agujero 12 se observa una tendencia creciente en ambas figuras, experimentando un crecimiento de aproximadamente un 8,2% y 8,6% respectivamente. Estos incrementos son muy similares para ambas gráficas mostrando que el desgaste inicial de la herramienta se puede observar en ambos indicadores.

A partir de este punto, se aprecia una zona con una alta estabilidad, donde hasta alcanzar el agujero número 49, el valor de la fuerza promedio experimenta un crecimiento muy inferior al sufrido durante los primeros instantes, subiendo apenas un 2,2%. Por su parte, la fuerza máxima muestra una mayor fluctuación, donde a pesar de que el

incremento entre estos agujeros es de un 4,6%, el valor de la fuerza oscila entre los 80 y los 91 N aproximadamente.

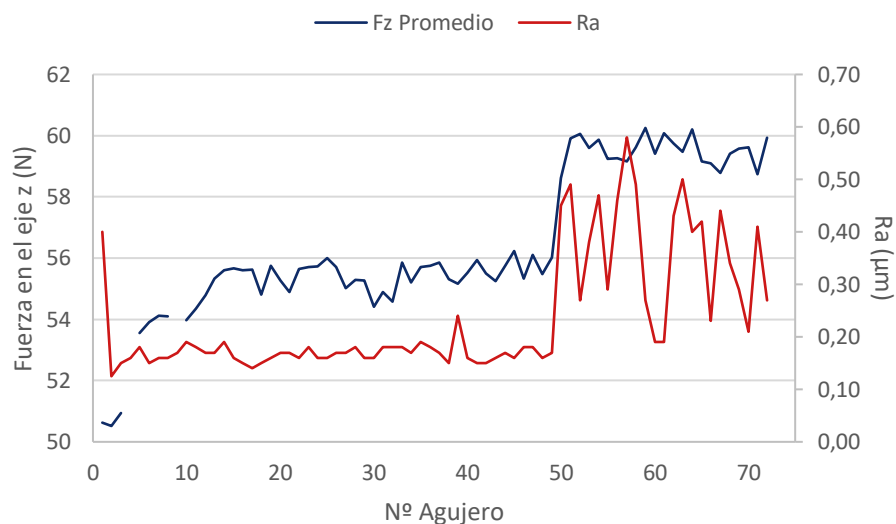
Este valor máximo es ligeramente inferior al observado durante el mecanizado con la configuración de parámetros más agresiva, donde se pudo apreciar pérdida de material. En este caso concreto, la estabilidad posterior de las fuerzas permite plantear la hipótesis de que se ha producido un desprendimiento de material adherido sin alcanzar la pérdida de material de la herramienta.

Tras superar los 49 agujeros, la fuerza muestra de nuevo un sensible incremento un periodo relativamente corto. En este caso se ha considera evaluar la diferencia entre los agujeros 49 y el 52. Para el caso de la fuerza promedio se observa con facilidad un incremento sustancial que alcanza el 7,2%. Sin embargo, este crecimiento no se refleja en la fuerza máxima, donde en lugar de un incremento, se encuentra una reducción de la fuerza de un 2,8% entre estos dos mecanizados.

Este incremento de las fuerzas promedio que no presentan reflejo sobre las fuerzas máximas podrían ser un indicio de un mecanismo de desgaste diferente, que se produce de una forma rápida, pero sin necesidad de grandes esfuerzos. Como se ha visto en capítulos anteriores, el desgaste no se entiende únicamente como la pérdida de material por parte de la herramienta, sino que se considera cualquier cambio en las propiedades físico-químicas de la misma. Este tipo de desgaste se produce de una forma paulatina, afectando a las propiedades mecánicas de la herramienta, manifestándose de manera imprevista. La pérdida de propiedades mecánicas por parte de la herramienta puede facilitar el desgaste por adhesión primaria sin necesidad de grandes esfuerzos, reflejándose en una pérdida de capacidad de corte y por ende un mayor esfuerzo promedio requerido para el corte.

Finalmente, la fuerza promedio parece estabilizarse durante el tramo final, mientras que la fuerza máxima continua con una mayor fluctuación. Entre los agujeros 52 y 72 la fuerza promedio se mantiene muy estable por debajo de los 60 N con una variación entre estos dos agujeros de tan solo 0,2%. Por su parte la fuerza máxima muestra un incremento de un 4,8% entre estos dos mecanizados, alcanzando de nuevo un pico máximo de aproximadamente 91N.

En la Figura 4.44, se ha generado una gráfica de doble entrada donde se superponen los valores de fuerza promedio junto con los valores de calidad superficial. En la figura, se observa con claridad como la calidad superficial y el valor de la fuerza promedio experimenta un rápido crecimiento simultáneo tras el agujero número 49.



**Figura 4.44.** Valores de fuerza promedio frente al indicador de calidad superficial en el ensayo de larga duración de fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V.

En la figura se observa que, tras los primeros agujeros, tanto los valores de fuerza como de calidad superficial en términos de rugosidad media aritmética se mantienen muy estables durante gran parte del ensayo de vida, donde tras alcanzar el agujero número 49 experimentan un rápido crecimiento simultáneo.

Esto puede ser una muestra la capacidad de este indicador de fuerzas para predecir cambios sobre la calidad superficial, mostrando una relación directa entre los valores de fuerza promedio en el eje z y los indicadores de calidad de rugosidad media aritmética.

#### 4.3.5.4. Resumen de fuerzas

El análisis de fuerzas ha mostrado una gran coherencia con los resultados en términos de calidad obtenidos durante las diferentes fases. Los indicadores seleccionados han mostrado una gran estabilidad y sensibilidad a los cambios que se producen sobre la herramienta.

Los indicadores de fuerza media han mostrado mantener una estrecha relación con los indicadores de calidad, sobre todo con la calidad superficial. Mientras que el valor de fuerza máxima, aunque más fluctuante ha quedado expuesta su capacidad para predecir cambios puntuales, que se han asociado principalmente con los mecanismos de desgaste por adhesión y desprendimiento que pueden producir el astillado de la herramienta.

El análisis de desgaste previo ha permitido observar una relación entre las señales de fuerza observadas y los indicadores de calidad.



#### 4.4. Resultados y evaluación del mecanizado de material compuesto CFRP.

Como se ha mostrado anteriormente, para la industria aeronáutica los agujeros deben cumplir unos requerimientos muy exigentes, donde destacan las características de calidad superficial y tolerancias dimensionales. Al mismo tiempo, y como requisito indispensable para alcanzar la automatización de los procesos de ensamblado, es necesario controlar la formación de delaminaciones en los materiales compuestos, ya que este defecto afecta directamente a la integridad estructural del elemento.

El objetivo de este apartado es el análisis de resultados centrados en estos estos requerimientos. A continuación, se detallan los resultados derivados de los ensayos experimentales.

Los ensayos sobre el material compuesto se han realizado en una única etapa. Esta etapa se realiza empleando un diseño de ensayo fracción factorial con 8 ensayos más un punto central, realizándose diez agujeros con cada configuración. El diseño fracción factorial sigue la misma estructura que se empleó en la fase de la aleación de titanio, con la diferencia de que, en lugar de tres agujeros se emplearán tandas de diez.

Para facilitar la visualización se ha generado la Tabla 4.38, con los parámetros de mecanizado más relevantes de cada ensayo.

**Tabla 4.38.** Configuración de parámetros para el fresado helicoidal de CFRP.

Configuración	V <sub>c</sub> (m/min)	f <sub>zt</sub> (mm/diente)	f <sub>za</sub> (mm/diente)	Sentido de giro
1	75	0,030	0,003	Concordancia
2	150	0,030	0,003	Oposición
3	75	0,060	0,003	Oposición
4	150	0,060	0,003	Concordancia
5	75	0,030	0,006	Oposición
6	150	0,030	0,006	Concordancia
7	75	0,060	0,006	Concordancia
8	150	0,060	0,006	Oposición
9	112,5	0,045	0,0045	Concordancia
10	112,5	0,045	0,0045	Oposición

Tras el análisis de los resultados obtenidos (que se mostrarán más adelante) se observó un rápido incremento del defecto de delaminación, permitiendo examinar este defecto y emplearlo como factor delimitante de la vida de la herramienta.

##### 4.4.1. Evaluación de la calidad superficial de los ensayos sobre CFRP

Aunque existen una gran cantidad de parámetros de calidad superficial, en el sector aeronáutico se sigue empleando el término de rugosidad media aritmética (Ra) como parámetro más representativo y delimitante para dar conformidad de la superficie de los elementos mecanizados. En los materiales compuestos, el valor límite admisible se encuentra en torno a los 3,2 μm.

Los resultados obtenidos en términos de Ra se muestran en la Tabla 4.39, donde las columnas hacen referencia a la configuración del ensayo, posición de medición, valor de Ra para cada agujero, y finalmente el valor de Ra promedio y la desviación típica entre las medidas respectivamente.

**Tabla 4.39.** Resultados de Ra en los ensayos de fresado helicoidal sobre CFRP ( $\mu\text{m}$ ).

Configuración	Posición	Nº Agujero										Promedio	Desviación
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10		
1	0°	1,65	1,71	1,79	3,12	1,47	1,63	1,25	3,32	1,03	1,43		
	270°	0,56	1,21	0,98	0,64	0,83	0,53	0,67	1,65	1,52	1,02		
	Promedio	1,11	1,46	1,39	1,88	1,15	1,08	0,96	2,49	1,28	1,23	1,40	0,46
2	0°	0,54	0,61	0,72	1,38	0,64	0,73	1,04	1,13	1,21	2,12		
	270°	0,91	0,60	2,15	0,75	1,71	0,83	1,30	1,97	0,81	0,94		
	Promedio	0,73	0,61	1,44	1,07	1,18	0,78	1,17	1,55	1,01	1,53	1,10	0,33
3	0°	1,10	1,41	0,94	1,36	2,27	1,43	1,87	1,09	1,27	1,05		
	270°	0,71	0,93	1,09	1,24	0,79	1,01	1,33	2,26	1,37	1,02		
	Promedio	0,91	1,17	1,02	1,30	1,53	1,22	1,60	1,68	1,32	1,04	1,28	0,26
4	0°	1,76	2,07	3,08	1,39	1,51	1,89	1,40	1,92	1,51	1,39		
	270°	1,70	1,47	2,46	1,57	1,79	2,63	0,98	2,55	1,86	1,46		
	Promedio	1,73	1,77	2,77	1,48	1,65	2,26	1,19	2,24	1,69	1,43	1,82	0,47
5	0°	1,08	1,49	0,98	1,00	0,76	0,95	0,97	1,26	1,12	1,04		
	270°	1,00	1,13	1,05	0,93	0,91	0,95	0,99	1,63	0,91	1,09		
	Promedio	1,04	1,31	1,02	0,97	0,84	0,95	0,98	1,45	1,02	1,07	1,06	0,18
6	0°	1,28	1,86	0,87	0,82	0,90	1,40	1,35	0,94	1,43	1,22		
	270°	1,53	0,71	1,48	1,42	2,32	1,80	1,39	2,10	2,00	2,22		
	Promedio	1,41	1,29	1,18	1,12	1,61	1,60	1,37	1,52	1,72	1,72	1,45	0,22
7	0°	1,87	1,51	1,79	1,68	1,97	2,60	1,44	2,74	2,64	2,02		
	270°	1,54	1,42	1,42	1,20	1,35	1,79	1,59	0,75	0,78	1,13		
	Promedio	1,71	1,47	1,61	1,44	1,66	2,20	1,52	1,75	1,71	1,58	1,66	0,21
8	0°	1,45	2,10	1,33	1,15	1,25	0,87	1,18	1,03	0,96	1,08		
	270°	2,06	1,03	1,44	1,70	1,42	1,39	1,56	1,39	1,73	1,88		
	Promedio	1,76	1,57	1,39	1,43	1,34	1,13	1,37	1,21	1,35	1,48	1,40	0,18
9	0°	1,18	1,32	1,96	1,81	1,79	0,76	0,74	0,72	0,78	1,37		
	270°	2,02	1,88	1,25	1,26	1,03	0,89	1,09	0,93	1,30	1,13		
	Promedio	1,60	1,60	1,61	1,54	1,41	0,83	0,92	0,83	1,04	1,25	1,26	0,33
10	0°	1,59	0,77	1,39	1,40	1,24	1,10	1,26	0,86	1,32	1,43		
	270°	1,53	1,10	0,97	1,57	1,35	2,40	1,37	1,45	2,37	1,71		
	Promedio	1,56	0,94	1,18	1,49	1,30	1,75	1,32	1,16	1,85	1,57	1,41	0,28

Por otro lado, la Figura 4.45 muestra una gráfica con los valores obtenidos y la evolución a lo largo de los 10 agujeros.

Lo primero que puede observarse es que todos los resultados, independientemente de la configuración de parámetros empleada, han obtenido resultados inferiores a los límites establecidos para el sector aeroespacial.

Por otro lado, los valores promedios de las diez mediciones no parecen tener una influencia clara por parte de los parámetros empleados, además se encuentran desviaciones bastante superiores a las obtenidas para la aleación de titanio. Al analizar el diagrama de barras, el parámetro de calidad superficial parece no presentar una tendencia clara a lo largo de los 10 agujeros, mostrando una gran variabilidad de resultados. Esto parece indicar que el número de agujeros mecanizado no muestra un efecto directo sobre la calidad de los agujeros en términos de rugosidad media aritmética.

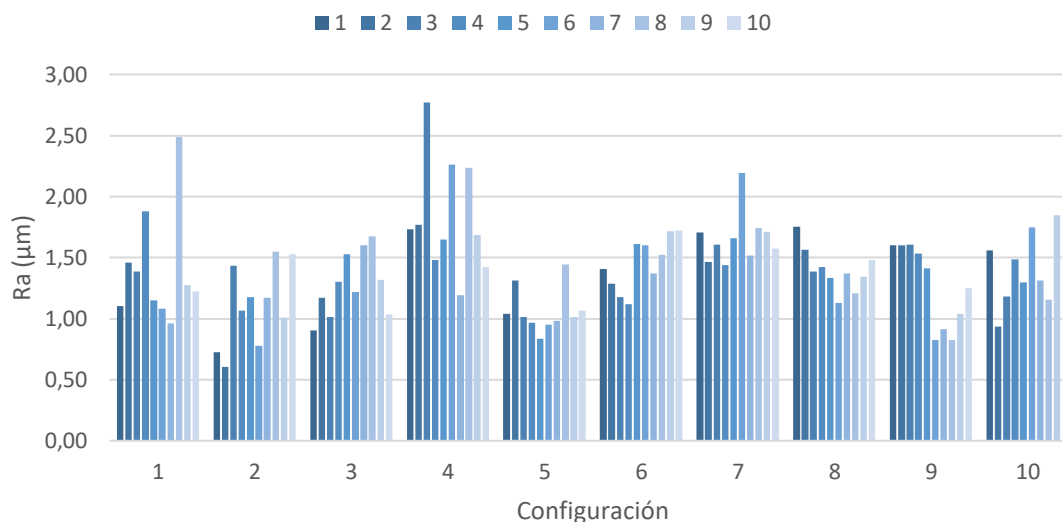


Figura 4.45. Gráfica de resultados de Ra en los ensayos de fresado helicoidal sobre CFRP.

Al observar con más detenimiento los valores individuales obtenidos en las dos posiciones de medición, ocasionalmente se puede apreciar una importante diferencia como, por ejemplo: en los agujeros del 3 al 8 en la configuración 1, el agujero 3 y 5 en la configuración 2, el agujero 8 en la configuración 7, o el agujero 6 en la configuración 9. En estos casos, las diferencias de las mediciones pueden llegar a ser de hasta casi un 500%, suponiendo una diferencia a tener en consideración.

Como se ha visto en capítulos anteriores, la anisotropía del material compuesto hace que, dependiendo de la orientación del refuerzo, el proceso de corte puede generar más o menos daños sobre la superficie mecanizada, encontrando orientaciones más favorables que generan superficies más lisas y otras con mayores defectos [19–21]. En el caso del fresado helicoidal, durante la ejecución de la trayectoria para obtener el agujero final, la herramienta se encontrará con todas las posibles orientaciones de fibra. Sin embargo, mediante la ejecución de la evaluación superficial empleando un palpador con contacto, únicamente se evalúa un único perfil. Por este motivo, la posición en la que se ejecute la medición puede ser determinante en los resultados obtenidos.

Extrayendo y analizando los perfiles obtenidos durante las mediciones se puede observar que, en los casos con mayores valores de Ra los perfiles muestran profundos valles, encontrándose en muchos casos que mantienen una cierta simetría con respecto a la longitud de evaluación (Figura 4.46) [20]. Hay que recordar que la configuración del apilado es simétrica, por lo que estos valles podrían corresponderse con una orientación de fibra determinada, lo que vendría a reforzar la hipótesis anterior.

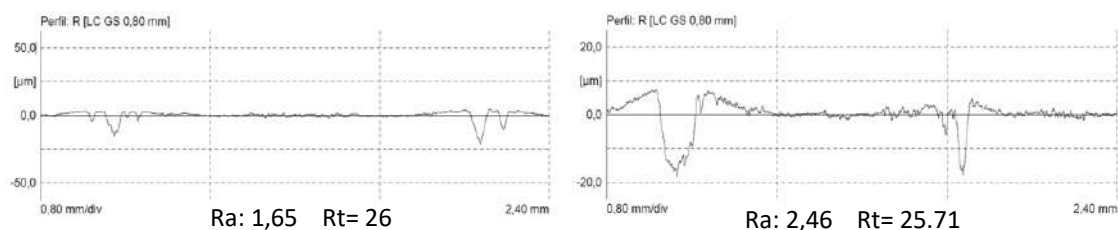


Figura 4.46. Ejemplos de perfiles de rugosidad en el fresado helicoidal de CFRP con parámetros de Ra elevados.

En estos perfiles puede observarse como hay una gran diferencia entre los valores de Ra y los valores de Rt (distancia máxima entre pico y valle), pudiendo poner en cuestión la capacidad de este parámetro para definir la calidad superficial en este tipo de materiales. Incluso en estos casos, el perfil muestra en la mayor parte del tramo unos valores de rugosidad bastante bajos, y a pesar de que estos valles tienen una repercusión sobre el valor Ra final, se pone de manifiesto que no quedan representados con este parámetro.

Por su parte, los perfiles de rugosidad que muestran valores de Ra más bajos, como los que se muestran en la Figura 4.47, presentan un perfil mucho más homogéneo donde no se encuentran profundos valles y la diferencia entre rugosidad media y profundidad total es relativamente pequeña.

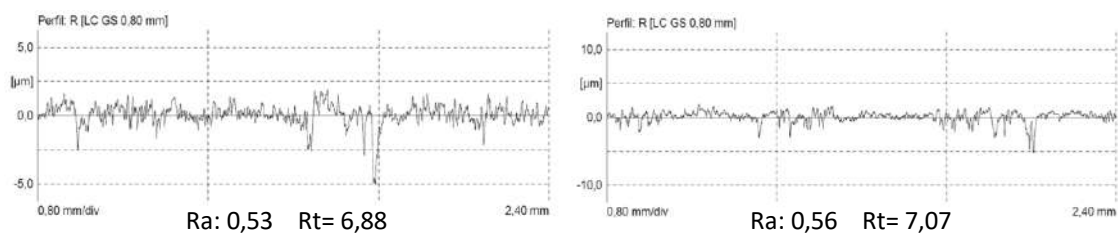


Figura 4.47. Ejemplos de perfiles de rugosidad en fresado helicoidal de CFRP con parámetros de Ra bajos.

Estas diferencias ponen de nuevo de manifiesto la relevancia de la zona donde se realiza la medición debido principalmente a la anisotropía del propio material compuesto y la orientación de las capas.

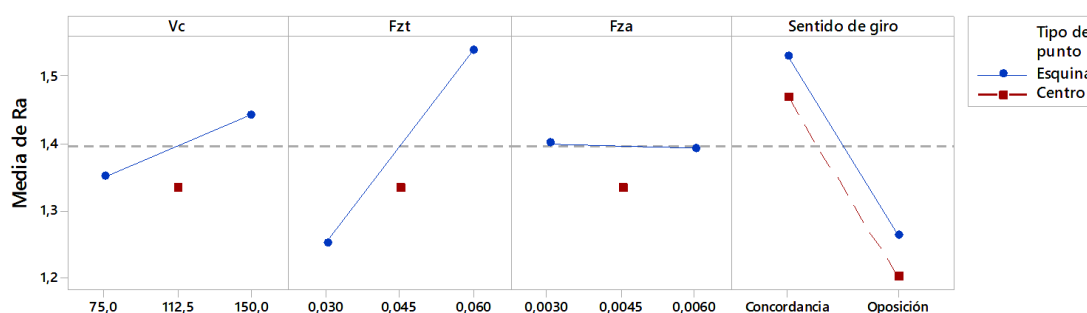
Con los resultados obtenidos se ha procedido al tratamiento estadístico de forma similar a la realizada en los ensayos de titanio.

En la Tabla 4.40, se muestran los resultados del análisis de varianza para la respuesta de calidad superficial. Para la realización de los cálculos se han empleado los valores promedio obtenidos en los 10 agujeros. En ella, se puede observar que ninguno de los factores principales es estadísticamente significativo. A pesar de ello, tanto el avance tangencial como el sentido de giro presentan un valor p cercano al nivel significancia, establecido para una confiabilidad de un 95%.

**Tabla 4.40.** Análisis de varianza para la respuesta Ra en el fresado helicoidal de CFRP.

Fuente	Valor F	Valor p
Modelo	2,55	0,193
Lineal	3,13	0,147
V <sub>c</sub>	0,59	0,484
F <sub>zt</sub>	5,72	0,075
F <sub>za</sub>	0,00	0,953
Sentido de giro	6,22	0,067
Curvatura	0,21	0,672

En la Figura 4.48 se presenta la gráfica de efectos principales, donde se observa que para el parámetro de la velocidad de avance tangencial, los mejores resultados se muestran cuanto menor es este valor. Por su parte, en el sentido de giro los mejores resultados se muestran con el sentido en oposición.



**Figura 4.48.** Gráfica de los efectos principales para Ra en el fresado helicoidal de CFRP.

Al igual que ocurría en el mecanizado de titanio, el sentido de giro parece mostrar una cierta influencia sobre la calidad final de los agujeros. En este caso, la diferencia podría deberse a la dirección en la que se ejerce la fuerza de corte. Mientras que en el mecanizado en concordancia se ejerce una presión sobre la pared o superficie del material a cortar, en el mecanizado en oposición no se comprimen las fibras. La compresión y posterior recuperación de las fibras podría tener un efecto negativo sobre la calidad superficial. Estos resultados coinciden con lo mostrado en capítulos anteriores, donde se indicaba que fuerzas de corte paralelas a la superficie de corte generaban mejores calidades superficiales.

#### 4.4.2. Evaluación dimensional de los ensayos sobre CFRP

En este apartado se analizarán los resultados relativos a la calidad dimensional de los agujeros. Este es uno de los factores más relevantes en la realización de los agujeros, y que, junto con la calidad superficial sigue siendo un auténtico reto mantener dentro de unas tolerancias cada vez más restrictivas. Los requerimientos dimensionales dependen del diámetro del agujero, estableciéndose tolerancias de entre 30 y 90  $\mu\text{m}$ .

Los resultados dimensionales se muestran en la Tabla 4.41, donde las columnas hacen referencia a la configuración de parámetros de corte, número de agujero,

mediciones equidistantes, desviación típica de los valores obtenidos, valor medio de las mediciones y desviación con respecto al valor programado de 6,35 mm respectivamente.

**Tabla 4.41.** Valores de diámetro para el fresado helicoidal de CFRP (mm).

Configuración	Agujero	Medición 1	Medición 2	Desviación	Diámetro Promedio	Desviación nominal
1	1	6,351	6,354	0,002	6,353	0,003
	5	6,351	6,350	0,001	6,351	0,001
	10	6,349	6,349	0,000	6,349	-0,001
2	1	6,355	6,360	0,004	6,358	0,008
	5	6,354	6,358	0,003	6,356	0,006
	10	6,355	6,356	0,001	6,356	0,006
3	1	6,373	6,373	0,000	6,373	0,023
	5	6,370	6,370	0,000	6,370	0,020
	10	6,370	6,367	0,002	6,369	0,019
4	1	6,351	6,352	0,001	6,352	0,002
	5	6,352	6,353	0,001	6,353	0,003
	10	6,350	6,351	0,001	6,351	0,001
5	1	6,335	6,334	0,001	6,335	-0,015
	5	6,329	6,328	0,001	6,329	-0,021
	10	6,323	6,323	0,000	6,323	-0,027
6	1	6,336	6,335	0,001	6,336	-0,015
	5	6,327	6,327	0,000	6,327	-0,023
	10	6,320	6,320	0,000	6,320	-0,030
7	1	6,335	6,335	0,000	6,335	-0,015
	5	6,335	6,335	0,000	6,335	-0,015
	10	6,335	6,332	0,002	6,334	-0,016
8	1	6,336	6,336	0,000	6,336	-0,014
	5	6,335	6,332	0,002	6,334	-0,016
	10	6,323	6,324	0,001	6,324	-0,026
9	1	6,365	6,375	0,007	6,370	0,020
	5	6,360	6,362	0,001	6,361	0,011
	10	6,361	6,362	0,001	6,362	0,011
10	1	6,350	6,351	0,001	6,351	0,001
	5	6,342	6,346	0,003	6,344	-0,006
	10	6,340	6,345	0,004	6,343	-0,008

En términos generales, los valores diámetro presentan unas desviaciones relativamente bajas, encontrándose en todos los casos por debajo de los límites establecidos en el sector. Al mismo tiempo, exhiben una variación entre las dos posiciones de medición muy baja, donde en la mayoría de los casos se encuentran diferencias por debajo de 3  $\mu\text{m}$  y en el peor de los casos de 7  $\mu\text{m}$ .

La tabla de valores permite apreciar una influencia del parámetro de mecanizado de velocidad de avance sobre este indicador de calidad. Esta influencia muestra como los valores bajos de velocidad de avance generan agujeros de mayor diámetro, mientras que un aumento de este parámetro reduce su dimensión nominal.

En la Figura 4.49 se muestra una gráfica con los valores obtenidos y la evolución a lo largo de los 10 agujeros, mostrando los valores del agujero número 1, 5 y 10. En la gráfica

se puede observar una tendencia decreciente en prácticamente todas las configuraciones. Este efecto de disminución de diámetro podría estar asociado al desgaste de la herramienta donde, como se mostrará más adelante, es predominantemente abrasivo.

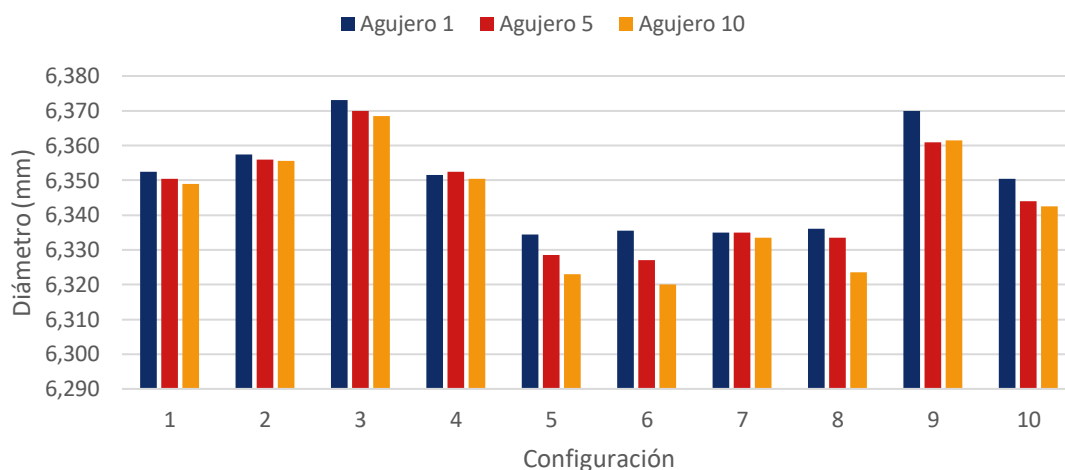


Figura 4.49. Gráfica de resultados de diámetros en el fresado helicoidal de CFRP.

En el estudio realizado por Krishnaraj [23], se llega a conclusiones similares, estableciéndose una relación entre la velocidad de avance y valor nominal de diámetro.

Del mismo modo que para los indicadores anteriores, empleando los valores medios de cada configuración, se ha procedido al tratamiento estadístico de los datos. En la Tabla 4.42 se muestran los resultados obtenidos en el análisis de varianza, donde el parámetro de avance axial es el de mayor influencia. El valor de  $p = 0,008$  muestra que el parámetro de avance axial es estadísticamente significativo, con un nivel de confiabilidad de un 95%, mientras que el resto de parámetros no muestra una influencia significativa.

Tabla 4.42. Análisis de varianza para la respuesta de diámetro en CFRP.

Fuente	Valor F	Valor p
Modelo	5,66	0,059
Lineal	6,65	0,047
$V_c$	0,69	0,453
$F_{zt}$	1,26	0,325
$F_{za}$	24,48	0,008
Sentido de giro	0,16	0,706
Curvatura	1,70	0,262

En la Figura 4.50, se representa la gráfica de los efectos principales, donde se observa que una mayor velocidad de avance axial genera agujeros de mayor diámetro. Este hecho puede estar asociado con el mayor número de pasadas que se produce cuando se emplean bajos avances axiales. En términos de desviación, los resultados muestran que un menor avance genera agujeros más cercanos al diámetro programado, mientras que los avances más altos producen desviaciones por debajo de este valor.

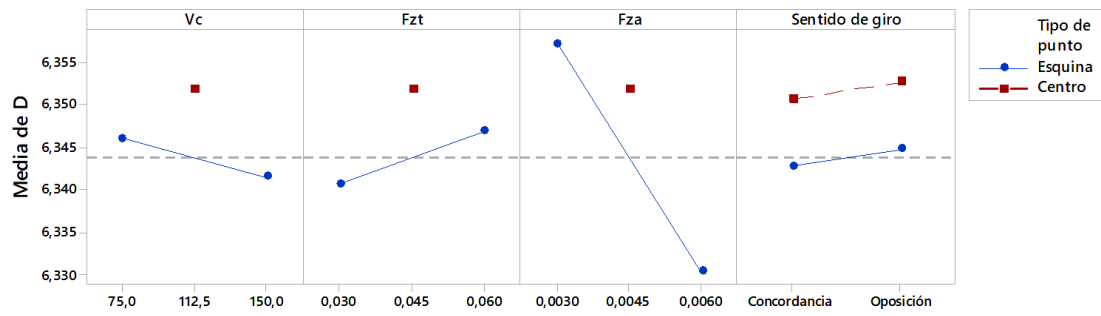


Figura 4.50. Gráfica de los efectos principales para la respuesta de diámetro en CFRP.

#### 4.4.3. Evaluación del factor de delaminación en los ensayos sobre CFRP

El factor de delaminación es un parámetro de especial importancia, ya afecta directamente al rendimiento funcional de los componentes y sus propiedades mecánicas del material.

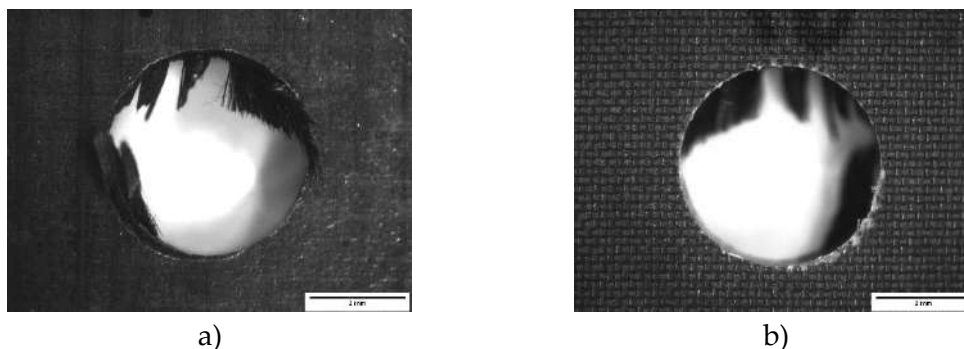
En la Tabla 4.43 se presentan los resultados obtenidos de la fase experimental, donde a pesar de que es la delaminación a la salida es la que se suele presentar con más asiduidad, se ha decidido mostrar la presencia de este defecto en ambas caras (entrada y salida).



Tabla 4.43. Factor de delaminación en los ensayos de fresado helicoidal de CFRP.

Configuración	Posición	Nº Agujero										Promedio	Desviación
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10		
1	Entrada	31,913	32,863	33,023	33,018	33,665	34,251	34,262	34,413	34,311	34,305		
	Área	0,244	1,194	1,354	1,349	1,996	2,582	2,593	2,744	2,642	2,636		
	Df	0,8%	3,8%	4,3%	4,3%	6,3%	8,2%	8,2%	8,7%	8,3%	8,3%	6,1%	0,027
	Salida	31,591	32,089	32,398	32,639	32,951	33,328	32,895	33,041	33,438	33,584		
	Área	-0,078	0,420	0,729	0,970	1,282	1,659	1,226	1,372	1,769	1,915		
	Df	-0,2%	1,3%	2,3%	3,1%	4,0%	5,2%	3,9%	4,3%	5,6%	6,0%	3,6%	0,020
2	Entrada	33,291	33,474	33,57	34,118	34,325	34,501	34,535	34,886	34,655	34,902		
	Área	1,622	1,805	1,901	2,449	2,656	2,832	2,866	3,217	2,986	3,233		
	Df	5,1%	5,7%	6,0%	7,7%	8,4%	8,9%	9,0%	10,2%	9,4%	10,2%	8,1%	0,019
	Salida	31,522	31,416	31,839	31,779	32,381	32,358	32,164	32,662	32,505	32,458		
	Área	-0,147	-0,253	0,170	0,110	0,712	0,689	0,495	0,993	0,836	0,789		
	Df	-0,5%	-0,8%	0,5%	0,3%	2,2%	2,2%	1,6%	3,1%	2,6%	2,5%	1,4%	0,014
3	Entrada	34,595	34,738	34,02	34,247	34,646	34,358	34,69	34,727	34,794	34,905		
	Área	2,926	3,069	2,351	2,578	2,977	2,689	3,021	3,058	3,125	3,236		
	Df	9,2%	9,7%	7,4%	8,1%	9,4%	8,5%	9,5%	9,7%	9,9%	10,2%	9,2%	0,009
	Salida	31,468	31,535	31,998	31,883	32,072	32,14	32,258	32,441	32,487	32,301		
	Área	-0,201	-0,134	0,329	0,214	0,403	0,471	0,589	0,772	0,818	0,632		
	Df	-0,6%	-0,4%	1,0%	0,7%	1,3%	1,5%	1,9%	2,4%	2,6%	2,0%	1,2%	0,011
4	Entrada	37,095	35,668	35,067	35,916	35,62	34,843	36,099	36,484	35,455	36,15		
	Área	5,426	3,999	3,398	4,247	3,951	3,174	4,430	4,815	3,786	4,481		
	Df	17,1%	12,6%	10,7%	13,4%	12,3%	10,0%	14,0%	15,2%	12,0%	14,1%	13,2%	0,021
	Salida	31,328	31,674	32,16	32,326	31,838	31,923	31,89	32,071	31,806	31,956		
	Área	-0,341	0,005	0,491	0,657	0,169	0,254	0,221	0,402	0,137	0,287		
	Df	-1,1%	0,0%	1,5%	2,1%	0,5%	0,8%	0,7%	1,3%	0,4%	0,9%	0,7%	0,009
5	Entrada	32,048	33,154	33,606	33,835	33,762	34,197	34,336	34,226	34,538	34,38		
	Área	0,379	1,485	1,937	2,166	2,093	2,528	2,667	2,557	2,869	2,711		
	Df	1,2%	4,7%	6,1%	6,8%	6,6%	8,0%	8,4%	8,1%	9,1%	8,6%	6,8%	0,024
	Salida	31,213	31,483	31,745	32,142	32,016	32,004	32,004	32,204	32,618	32,472		
	Área	-0,456	-0,186	0,076	0,473	0,335	0,335	0,335	0,535	0,949	0,803		
	Df	-1,4%	-0,6%	0,2%	1,5%	1,1%	1,1%	1,1%	1,7%	3,0%	2,5%	1,0%	0,013
6	Entrada	32,551	33,235	33,237	33,52	33,601	33,644	34,069	33,942	34,191	33,976		
	Área	0,882	1,566	1,568	1,851	1,932	1,975	2,400	2,273	2,522	2,307		
	Df	2,8%	4,9%	5,0%	5,8%	6,1%	6,2%	7,6%	7,2%	8,0%	7,3%	6,1%	0,016
	Salida	31,459	31,297	31,308	31,536	31,663	31,702	31,476	31,918	31,82	31,753		
	Área	-0,210	-0,372	-0,361	-0,133	-0,006	0,033	-0,193	0,249	0,151	0,084		
	Df	-0,7%	-1,2%	-1,1%	-0,4%	0,0%	0,1%	-0,6%	0,8%	0,5%	0,3%	-0,2%	0,007
7	Entrada	34,29	34,348	34,39	35,607	34,857	34,603	34,228	36,254	35,12	34,704		
	Área	2,621	2,679	2,721	3,938	3,188	2,934	2,559	4,585	3,451	3,035		
	Df	8,3%	8,5%	8,6%	12,4%	10,1%	9,3%	8,1%	14,5%	10,9%	9,6%	10,0%	0,021
	Salida	31,481	31,547	32,1	32,012	31,638	31,88	31,528	31,88	31,585	31,844		
	Área	-0,188	-0,122	0,431	0,343	-0,031	0,211	-0,141	0,211	-0,084	0,175		
	Df	-0,6%	-0,4%	1,4%	1,1%	0,1%	0,7%	-0,4%	0,7%	-0,3%	0,6%	0,3%	0,007
8	Entrada	36,463	34,452	35,562	35,596	35,022	35,698	34,658	35,294	35,298	35,721		
	Área	4,794	2,783	3,893	3,927	3,353	4,029	2,989	3,625	3,629	4,052		
	Df	15,1%	8,8%	12,3%	12,4%	10,6%	12,7%	9,4%	11,4%	11,5%	12,8%	11,7%	0,018
	Salida	31,294	31,451	31,541	31,775	31,891	31,967	31,936	32,194	32,087	32,395		
	Área	-0,375	-0,218	-0,128	0,106	0,222	0,298	0,267	0,525	0,418	0,726		
	Df	-1,2%	-0,7%	-0,4%	0,3%	0,7%	0,9%	0,8%	1,7%	1,3%	2,3%	0,6%	0,011
9	Entrada	35,142	36,249	35,361	38,98	37,061	34,162	33,718	33,881	34,097	34,208		
	Área	3,473	4,580	3,692	7,311	5,392	2,493	2,049	2,212	2,428	2,539		
	Df	11,0%	14,5%	11,7%	23,1%	17,0%	7,9%	6,5%	7,0%	7,7%	8,0%	11,4%	0,054
	Salida	31,942	31,779	31,738	31,911	31,727	31,613	31,655	32,248	32,19	32,048		
	Área	0,273	0,110	0,069	0,242	0,058	-0,056	-0,014	0,579	0,521	0,379		
	Df	0,9%	0,3%	0,2%	0,8%	0,2%	-0,2%	0,0%	1,8%	1,6%	1,2%	0,7%	0,007
10	Entrada	34,538	34,556	34,422	38,98	33,917	35,435	37,099	35,203	35,991	35,415		
	Área	2,869	2,887	2,753	7,311	2,248	3,766	5,430	3,534	4,322	3,746		
	Df	9,1%	9,1%	8,7%	23,1%	7,1%	11,9%	17,1%	11,2%	13,6%	11,8%	12,3%	0,048
	Salida	31,875	32,144	32,149	32,49	32,092	32,812	32,599	32,668	32,865	32,849		
	Área	0,206	0,475	0,480	0,821	0,423	1,143	0,930	0,999	1,196	1,180		
	Df	0,6%	1,5%	1,5%	2,6%	1,3%	3,6%	2,9%	3,2%	3,8%	3,7%	2,5%	0,011

Lo primero que puede observarse es que el factor de delaminación en la entrada es muy superior a la delaminación en la salida. En este punto hay que recordar que el material de estudio presenta una última capa de un tejido de fibra de vidrio y, que en la fase experimental se decidió colocar esta capa a la salida de la herramienta. Como se ha comentado en capítulos anteriores, esta capa tiene varias funciones entre las que destaca la aportación de una mayor resistencia a la delaminación y evitar el par galvánico. En la Figura 4.51 se muestra una imagen a la entrada y a la salida de un agujero donde puede observarse la capa de fibra de vidrio en la cara de salida.



**Figura 4.51.** Ejemplo de entrada y salida del agujero (Agujero número 8 realizado con la configuración de parámetros 1).

La decisión de realizar el proceso de mecanizado con esta disposición se basa en dos motivos: por un lado, la influencia de los esfuerzos axiales sobre la formación de delaminación, por otro, el objetivo de alcanzar el mecanizado de stack de materiales de titanio y fibra, donde no se corre el riesgo de producir oxidación por el par galvánico entre estos materiales. Con estas premisas, cobra sentido la ubicación de la cara donde no existe fibra de vidrio en la intercara del apilado, consiguiendo de esta forma aumentar la resistencia a la delaminación en las dos configuraciones posibles. Con la configuración Ti-CFRP, la cara del material con fibra de vidrio se encontrará a la salida de la herramienta, y en el caso de la configuración CFRP-Ti, la cara donde no presenta fibra de vidrio encontrará un apoyo en el titanio. Esta información podría explicar el hecho de encontrar un mayor defecto de delaminación en la entrada de la cara de entrada de la herramienta.

En la Figura 4.52 y Figura 4.53, se muestran los mismos valores representados en dos gráficas de barras. En estas imágenes puede observarse como existe una clara tendencia creciente en la mayoría de los casos. Esta tendencia se debe al severo desgaste abrasivo que sufren las herramientas y que se analizará más adelante.

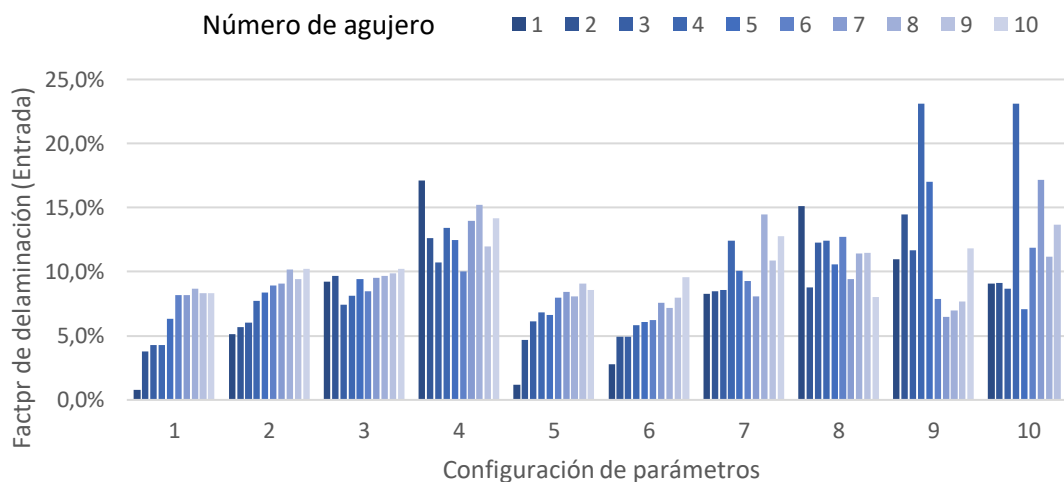


Figura 4.52. Evolución del defecto de delaminación en el fresado helicoidal de CFRP a la entrada del material para las diferentes configuraciones de parámetros.

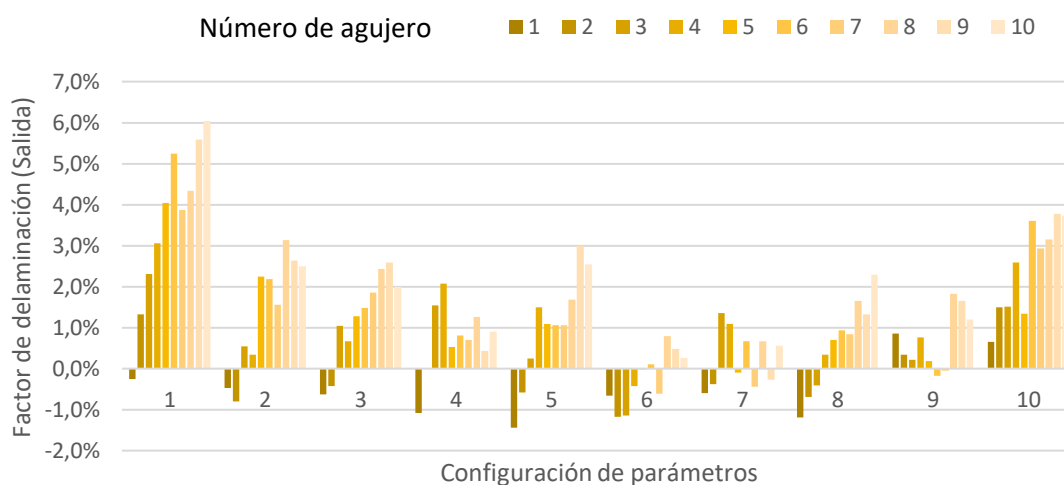


Figura 4.53. Evolución del defecto de delaminación en el fresado helicoidal de CFRP a la salida del material para las diferentes configuraciones de parámetros.

Como puede apreciarse, aunque tanto a la entrada como a la salida el defecto de delaminación sigue una tendencia creciente, en la entrada puede encontrarse una mayor variabilidad. La delaminación a la entrada muestra como la anisotropía del material es un factor clave, existiendo disposiciones en las que el corte de la fibra se produce de una forma limpia, mientras que en otras se facilita la separación entre las capas de material compuesto. En este punto se puede encontrar un importante factor de aleatoriedad, donde pueden intervenir factores de diferente índole, incluyendo el proceso de fabricación del material compuesto.

Como puede observarse, en algunos casos se encuentran valores negativos de delaminación a la salida del agujero. Esto es debido a que área medida es ligeramente inferior al área del diámetro programado, como son los casos correspondientes a las configuraciones del 5 al 8. En estos casos se presentan unos valores negativos de delaminación muy marcados, coincidiendo con los menores valores de diámetro

observados en el apartado anterior. De esta forma puede establecerse que el factor de delaminación es prácticamente cero.

En la Figura 4.54 y Figura 4.55, se representa la información de los valores de delaminación promedio en la entrada y en la salida de los diez agujeros realizados con cada configuración. Estos valores han sido los empleados para la realización del tratamiento estadístico de los ensayos, de los cuales se ha obtenido el correspondiente diagrama de Pareto de los efectos estandarizados y el diagrama de efectos principales.

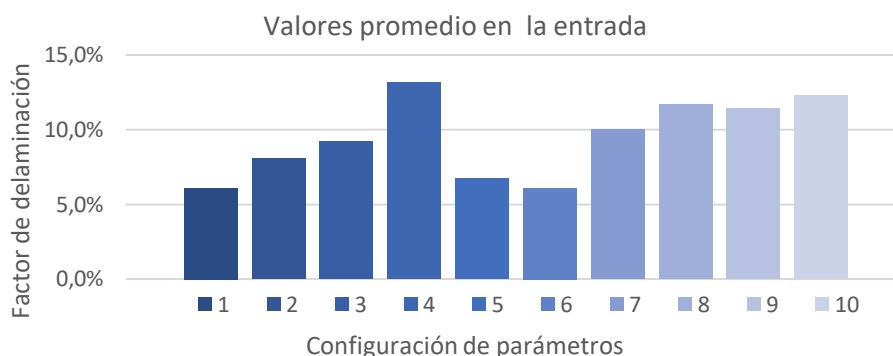


Figura 4.54. Valores promedio de delaminación en la entrada de los ensayos en CFRP.

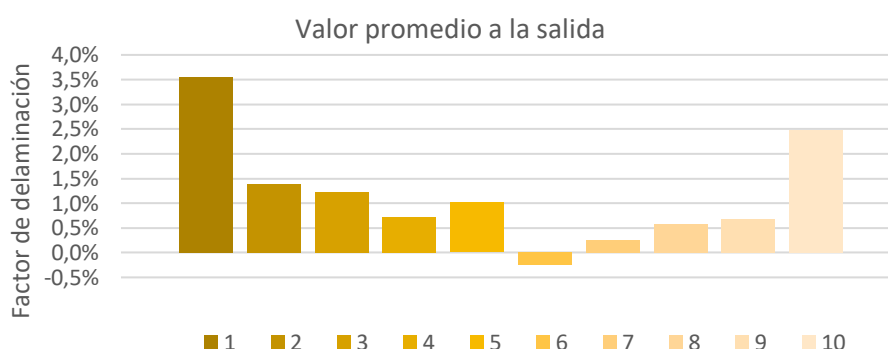


Figura 4.55. Valor promedio de delaminación en la salida de los ensayos en CFRP.

Los valores promedio se han empleado para la realización del tratamiento estadístico. En la Tabla 4.44 se muestra el análisis de varianza, donde se observa que el parámetro de avance tangencial tiene una importante influencia sobre este defecto. Este parámetro muestra un valor p inferior al valor de significancia, donde el valor de F que muestra la influencia es muy superior al resto.

Tabla 4.44. Análisis de varianza para el factor de delaminación a la entrada del agujero.

Fuente	Valor F	Valor p
Modelo	7,77	0,035
Lineal	7,34	0,040
Vc	4,19	0,110
Fzt	24,70	0,008
Fza	0,34	0,589
Sentido de giro	0,11	0,752
Curvatura	9,52	0,037

El parámetro de avance tangencial se encuentra directamente relacionado con los esfuerzos de corte tangenciales. En la Figura 4.56, se muestra la gráfica de efectos principales donde se observa como su incremento favorece la separación de las capas superiores al inicio del mecanizado.

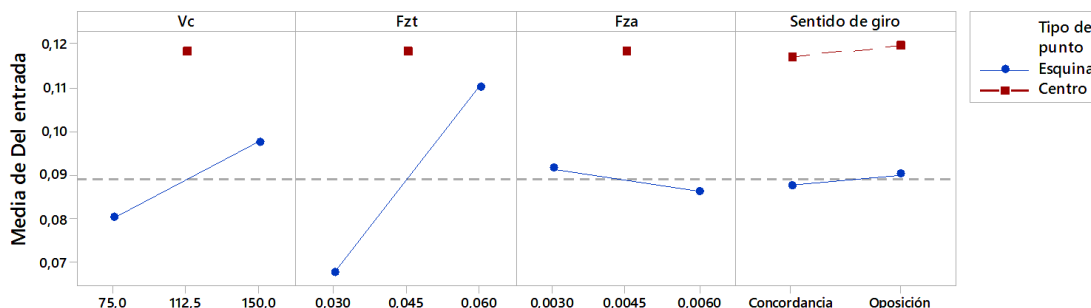


Figura 4.56. Gráfica de los efectos principales para la respuesta de delaminación a la entrada.

En la Tabla 4.45 se muestran los resultados para el análisis de varianza de la delaminación a la salida. Para este defecto ningún parámetro se ha mostrado como estadísticamente significativo, con un p valor muy superior al 0.05 que se ha marcado para una confiabilidad del 95%. No obstante, se encuentra los parámetros de avance axial y velocidad de corte son los más próximos.

Tabla 4.45. Análisis de varianza para la respuesta de delaminación a la salida.

Fuente	Valor F	Valor p
Modelo	1,26	0,424
Lineal	1,47	0,358
Vc	1,50	0,289
Fzt	1,04	0,366
Fza	3,12	0,152
Sentido de giro	0,24	0,652
Curvatura	0,41	0,558

En la Figura 4.57 se muestra la gráfica de los efectos principales para la delaminación a la salida, donde se encuentra que los valores altos de estos parámetros reducen el factor de delaminación.

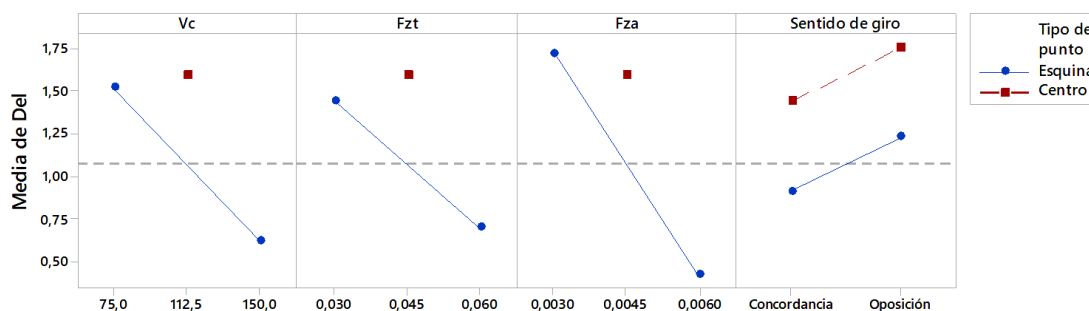


Figura 4.57. Gráfica de los efectos principales para la respuesta de delaminación a la salida.

#### 4.4.4. Optimización de respuesta

Finalmente, con la información recopilada se ha llevado a cabo un tratamiento estadístico para la optimización de los parámetros cinemáticos en base a unos objetivos definidos. Para esta finalidad se emplean los ajustes de los modelos obtenidos, donde se han marcado como objetivos alcanzar los menores valores de rugosidad y factor de delaminación a la salida, buscando alcanzar un diámetro objetivo de 6,35 mm, esta información se recoge en la Tabla 4.46. Para este análisis se ha determinado que todos los objetivos tienen el mismo peso y la misma importancia.

**Tabla 4.46.** Parámetros de optimización para CFRP.

Respuesta	Meta	Inferior	Objetivo	Superior	Ponderación	Importancia
F, delaminación (salida)	Mínimo		-0,20	3,6000	1	1
D	Objetivo	6,3275	6,35	6,3705	1	1
Ra	Mínimo		1,06	1,8200	1	1

En la Tabla 4.47 se muestra la solución a la optimización de respuesta en base a los objetivos planteados. En ella se muestra que la solución más óptima se encuentra para la configuración de parámetros número 2, es decir, con la velocidad de corte más alta y las velocidades tangencial y axial más bajas realizando el mecanizado en el sentido de corte en oposición. Esta solución muestra una deseabilidad no muy elevada. Este parámetro determina qué tan bien la combinación de parámetros satisface las metas y objetivos definidos en la respuesta. En el caso de estudio una deseabilidad compuesta pone de manifiesto que no puede lograrse resultados favorables para todas las respuestas.

**Tabla 4.47.** Solución de la optimización de respuesta para los ensayos de CFRP.

Solución	Vc	F <sub>zt</sub>	F <sub>za</sub>	Sentido de giro	Deseabilidad compuesta
1	150	0,03	0,003	Oposición	0,713

Por último, en la Tabla 4.48 se muestra la predicción de respuesta, donde la columna “ajuste” hace referencia a los valores medios estimados para los predictores, y la tercera columna se estima la variación en la respuesta para la configuración de parámetros especificada. El límite de confianza superior muestra un límite de confianza del 95% para estimar el valor de respuesta más alto para la respuesta media, mientras que el límite de predicción superior estima con un intervalo de confianza del 95% el valor de respuesta más alto para una sola observación.

**Tabla 4.48.** Predicción de respuesta múltiple para las respuestas de Delaminación a la salida y Ra.

Respuesta	Ajuste	EE de ajuste	Límite de confianza superior de 95%	Límite de predicción superior de 95%
Factor de Delaminación	1,340%	0,425%	2,582%	4,383%
Ra	1,201	0,256	2,817	3,840

Mientras que para la calidad superficial y factor de delaminación a la salida se ha empleado un tipo de nivel de confianza donde se solo se delimita el límite superior, para el diámetro se ha optado por un tipo de nivel de confianza bilateral. En la Tabla 4.49, se

muestran los resultados de predicción para el diámetro. La columna de error estándar del ajuste (“EE ajuste”), estima la variación en la respuesta media estimada para la configuración especificada. La columna intervalo de confianza (“IC de 95%”), determina con intervalo de confianza de un 95%, los valores probables para la respuesta media. Por último, la columna de intervalo de predicción (“IP de 95%”), determina un intervalo de predicción con un 95% de confianza, donde es probable que contenga una respuesta futura individual.

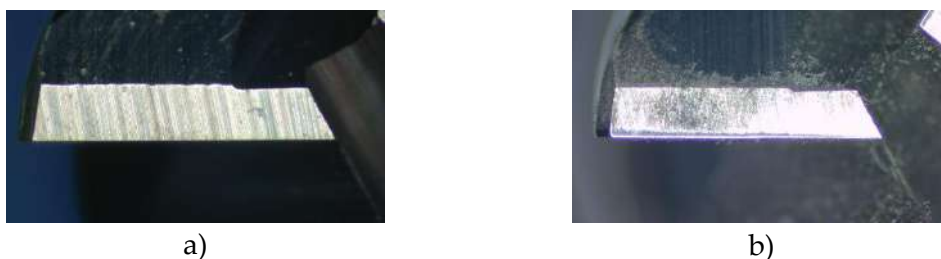
**Tabla 4.49.** Predicción de respuesta múltiple para la respuesta de diámetro en CFRP.

Respuesta	Ajuste	EE de ajuste	IC de 95%	IP de 95%
D	6,354	0,0113	(6,211; 6,498)	(6,150; 6,559)

#### 4.4.5. Análisis del desgaste de la herramienta en fresado helicoidal de CFRP.

Para el análisis y evaluación del desgaste de las herramientas empleadas en el fresado helicoidal de CFRP se ha seguido una metodología similar a empleada para las herramientas que usaron en el titanio. Sin embargo, el tipo de desgaste observado ha permitido generar un procedimiento que ha posibilitado cuantificarlo de una forma más precisa.

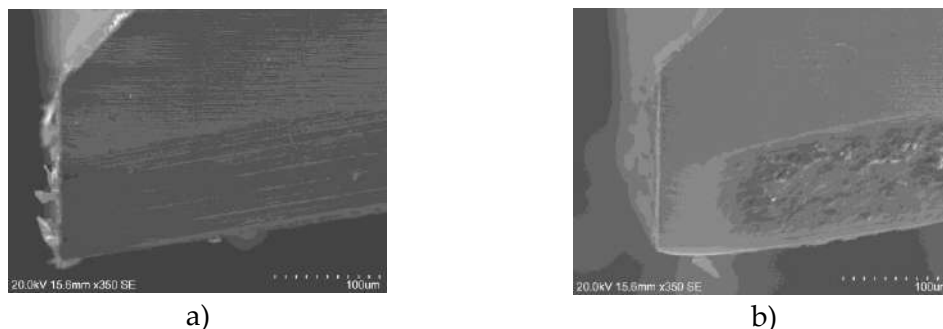
Las imágenes tomadas con el microscopio óptico facilitaron un primer análisis del estado de las herramientas, donde se pudo observar un filo muy erosionado por el rozamiento, además de restos de material adherido sobre la superficie de la herramienta. En la *Figura 4.58* se puede apreciar la diferencia entre el mismo filo de una herramienta nueva y la herramienta empleada para el mecanizado de CFRP. En las imágenes se puede apreciar con facilidad la pérdida de material en la herramienta, conduciendo a un filo romo que con la consecuente pérdida de capacidad de corte. Esta pérdida de capacidad de corte se pudo apreciar en el aumento de la delaminación y fibra sin cortar quedaba a la entrada de los agujeros.



**Figura 4.58.** a) Filo de herramienta nuevo b) Filo de la herramienta tras realizar el mecanizado de 10 agujeros

Tras la inspección con el microscopio óptico se procedió al análisis SEM-EDS de una de una de las herramientas. En la *Figura 4.59* se pueden comparar el mismo filo de corte de una herramienta nueva y una herramienta desgastada. En las imágenes se aprecia con claridad la pérdida de material de la herramienta, pasando de un filo agudo a un filo redondeado. Adicionalmente se observa material adherido sobre las caras de

desprendimiento e incidencia que, en la Figura 4.60 se comprueba que se trata de restos de resina y fibras de carbono.



**Figura 4.59.** Imágenes SEM de: a) Filo de herramienta nuevo b) Filo de herramienta desgastado.



**Figura 4.60.** Imágenes SEM-EDS de uno de los fillos de la herramienta empleada en el fresado de CFRP.

Con estas imágenes puede corroborarse lo expuesto en apartados anteriores, donde se exponía la gran capacidad erosiva de la fibra y que, por tanto, conduciría a un desgaste de herramienta predominantemente abrasivo.

El resultado final es un filo de herramienta prácticamente limpio con un desgaste abrasivo progresivo que ha permitido el desarrollo de una metodología para cuantificar la pérdida de material a partir de las imágenes adquiridas con el microscopio.


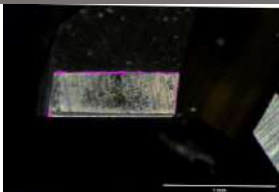


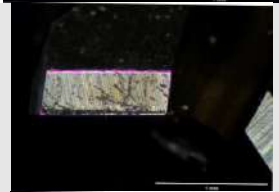
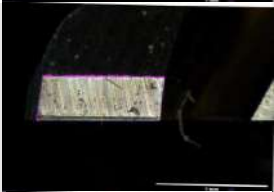

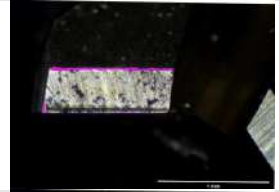
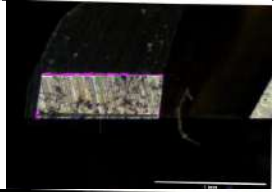

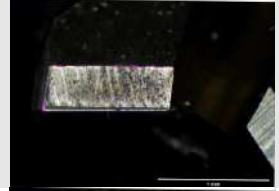
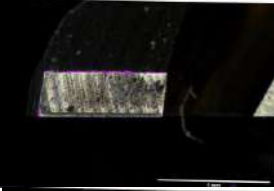

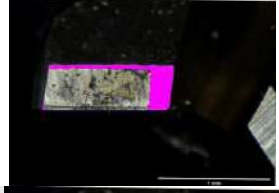
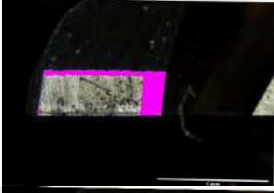

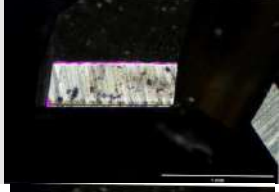


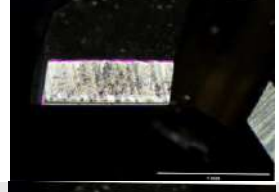


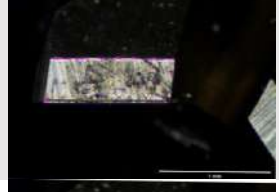
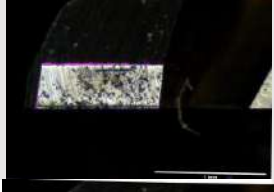


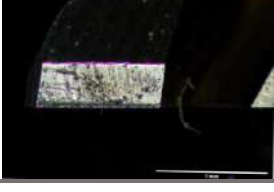
En la Tabla 4.50 se muestran las imágenes finales tras el postprocesado desarrollado en la metodología de evaluación de desgaste.

Hay que remarcar que se ha encontrado una importante diferencia en el tamaño de los fillos de corte de la herramienta empleada en la configuración 5 con respecto al resto. Sin embargo, esta diferencia de tamaño no parece tener mayor repercusión.

Las imágenes mostraron un desgaste abrasivo progresivo que se acentuaba conforme se aleja del centro de la herramienta. Este aumento progresivo puede estar asociado tanto a la velocidad de corte, como a la distancia recorrida, dando como resultado una mayor pérdida de material en los extremos de la herramienta.



**Tabla 4.50.** Imágenes de los filos de corte de las herramientas empleadas en el fresado helicoidal de CFRP.

	Filo 1	Filo 2	Filo 3
1			
2			
3			
4			
5			
6			
7			
8			
9			

En la Tabla 4.51 se resume los resultados de los parámetros de desgaste evaluados en cada uno de los filos de corte.

**Tabla 4.51.** Resultados de la evaluación de desgaste de las herramientas empleadas en el fresado helicoidal de CFRP.

Herramienta	Indicador	Filo 1	Filo 2	Filo 3	Promedio
1	Área ( $\mu\text{m}$ )	956,7	1000	249,7	735,47
	Ángulo	1,16	1,66	1,25	1,36
	VB	0,030	0,037	0,039	0,04
2	Área	956,2	581	838,1	791,77
	Ángulo	0,808	1,165	1,5	1,16
	VB	0,027	0,047	0,039	0,04
3	Área	239,8	1000	1000	746,60
	Ángulo	0,843	1,697	2,648	1,73
	VB	0,033	0,044	0,043	0,04
4	Área	585,9	721,9	865,3	724,37
	Ángulo	0,506	1,177	0,785	0,82
	VB	0,030	0,035	0,037	0,03
5	Área	645,3	734,2	1000	793,17
	Ángulo	0,616	0,398	0,332	0,45
	VB	0,032	0,035	0,031	0,03
6	Área	365,9	2000	462,3	942,73
	Ángulo	0,403	0,554	0,749	0,57
	VB	0,026	0,027	0,030	0,03
7	Área	356,0	902,4	385,7	548,03
	Ángulo	0,61	0,875	0,928	0,80
	VB	0,028	0,026	0,029	0,03
8	Área	484,6	1000	877,6	787,40
	Ángulo	0,422	0,532	0,342	0,43
	VB	0,030	0,029	0,028	0,03
9	Área	390,0	618,1	454,9	487,67
	Ángulo	0,975	1,393	0,862	1,08
	VB	0,035	0,036	0,046	0,04

En la Figura 4.61 se muestra un diagrama de barras para la pérdida de material de los diferentes filos de corte. En esta figura se puede observar que el desgaste es generalmente desigual entre los tres filos, con diferencias muy considerables, como puede ser el caso de la herramienta 6.

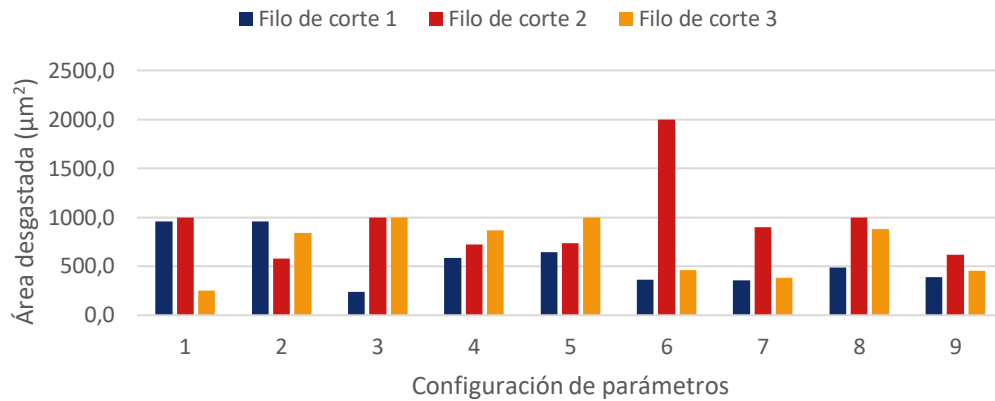


Figura 4.61 Diagrama de barras de la pérdida de material en las herramientas empleadas en el mecanizado de CFRP

En la Figura 4.62 se muestran los filos 1 y 2 de la herramienta 6, donde visualmente puede apreciarse esta diferencia y que queda reflejada en la gráfica anterior.

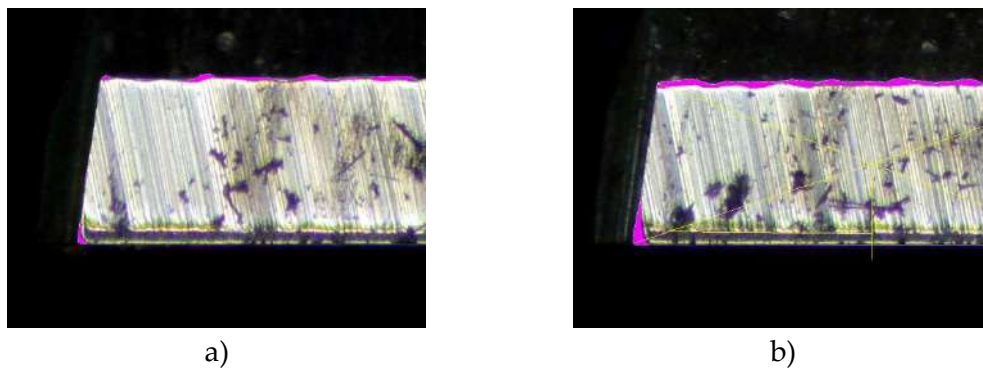


Figura 4.62. Filos de corte desgastados de la herramienta empleada en el fresado helicoidal de CFRP con la configuración de parámetros  $V_c=150\text{m/min}$ ,  $f_z=0.030\text{mm/diente}$ ,  $f_{za}=0.006\text{mm/diente}$ : a) Filo 1, b) filo 2.

Los valores promedio de las áreas desgastadas de los tres filos se han representado en la Figura 4.63. A partir de esta información se ha tratado de analizar la influencia de los parámetros sobre este indicador de desgaste, encontrándose que ninguno de los parámetros de mecanizado resulta estadísticamente significativo.

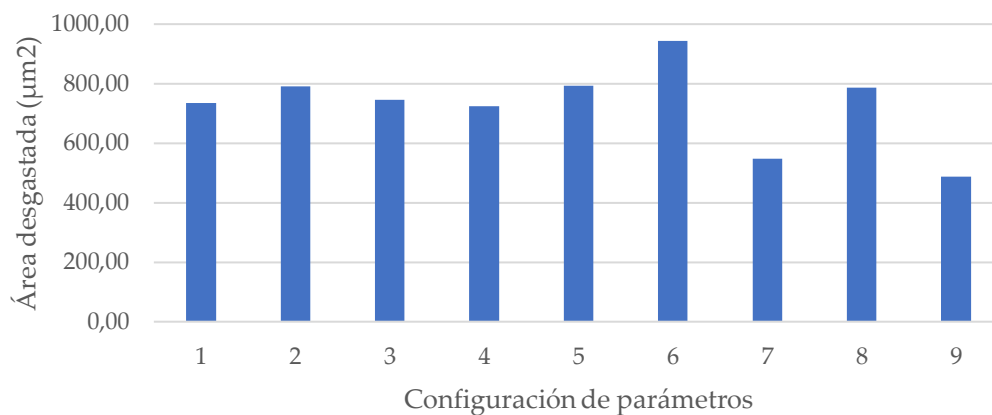


Figura 4.63 Valores promedio del área desgastada de las herramientas empleadas en el fresado helicoidal de CFRP

Del mismo modo que en para caso anterior, se ha procedido a representar en la Figura 4.64, los resultados del ángulo de incremento de desgaste para cada uno de los filos y configuraciones. Este indicador de desgaste vuelve a mostrar en muchos casos, una considerable diferencia entre sus filos de corte.

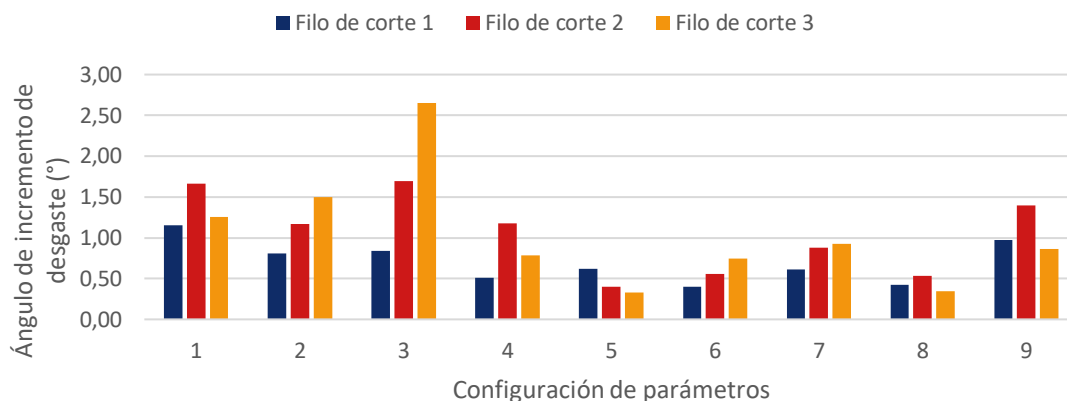


Figura 4.64. Diagrama de barras para el ángulo de incremento de desgaste en las herramientas empleadas en el fresado helicoidal de CFRP.

A partir de estos datos, se han calculado los valores promedio de los tres filos de corte para generar la gráfica que se muestra en la Figura 4.65. Esta información se ha utilizado para tratar de analizar si existe influencia de los parámetros de corte sobre este indicador de desgaste.

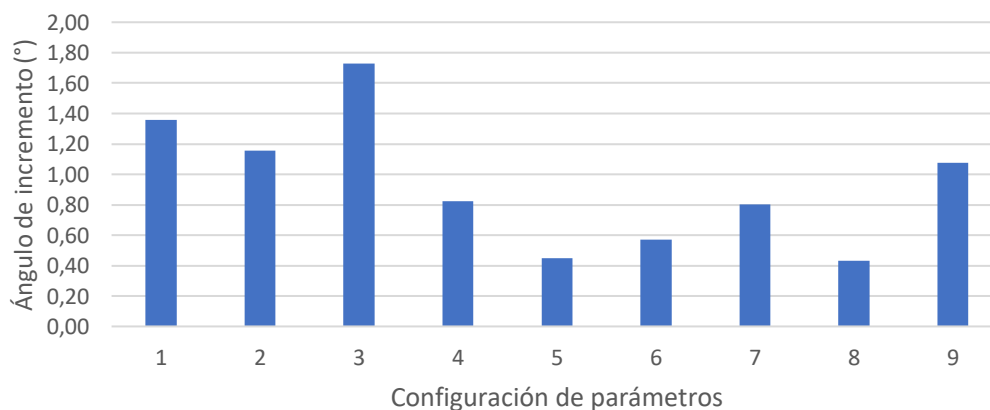
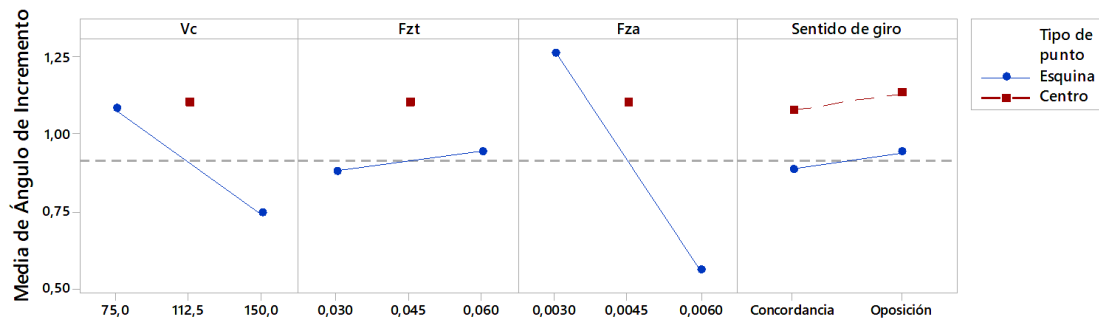


Figura 4.65. Valores promedio del ángulo de incremento de desgaste de las herramientas empleadas en el fresado helicoidal de CFRP.

Los resultados del análisis de varianza para este parámetro de desgaste se muestran en la Tabla 4.52, donde se observa el avance axial es estadísticamente significativo, y la gráfica de efectos principales (Figura 4.66) muestra como los valores más altos reducen este ángulo.

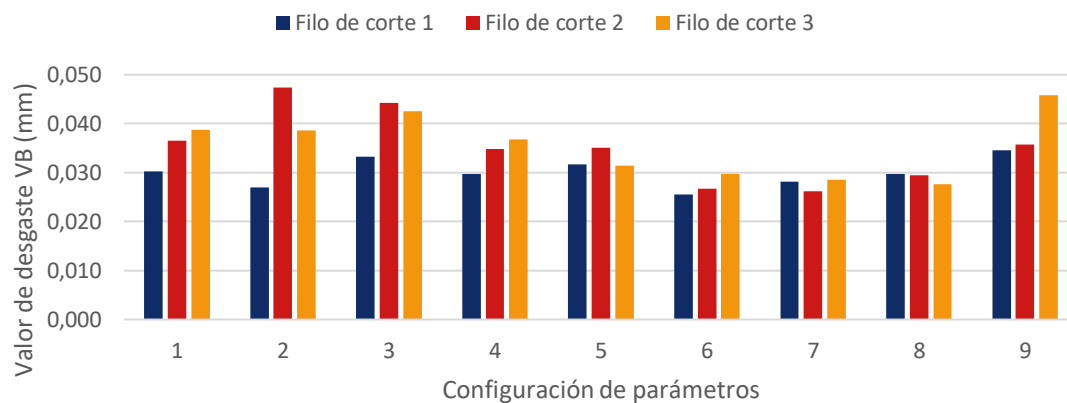
**Tabla 4.52.** Análisis de varianza para el incremento de ángulo del desgaste en el fresado helicoidal de CFRP.

Fuente	Valor F	Valor p
Modelo	2,74	0,218
Lineal	3,36	0,174
Vc	2,51	0,211
Fzt	0,09	0,783
Fza	10,78	0,046
Sentido de giro	0,06	0,817
Curvatura	0,32	0,610



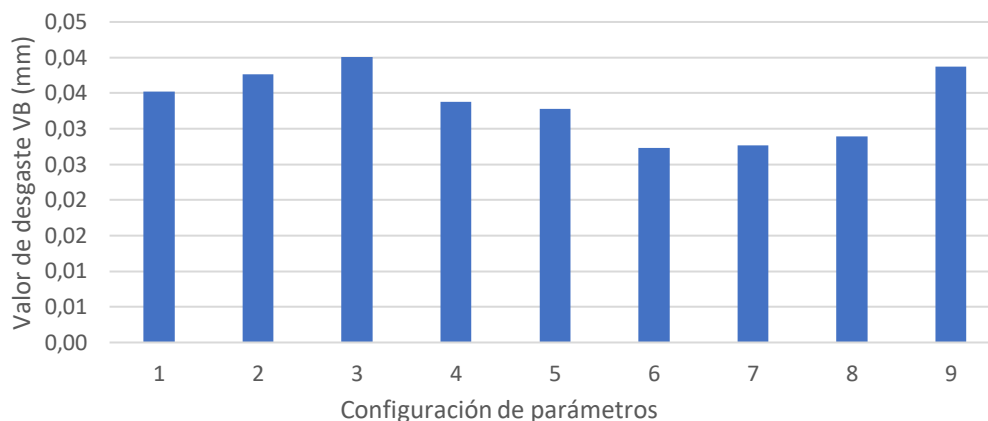
**Figura 4.66.** Gráfica de los efectos principales para el incremento de ángulo de desgaste en el fresado helicoidal de CFRP.

Po último, se presenta en la Figura 4.67 un diagrama de barras con los resultados del indicador de desgaste VB. Este indicador parece exhibir una menor diferencia entre sus filos de corte, mostrando una mayor estabilidad y robustez de los datos.



**Figura 4.67.** Diagrama de barras para el valor de VB en las herramientas empleadas en el mecanizado de CFRP.

Del mismo modo que en los casos anteriores, se han empleado los valores promedio de este indicador para generar el diagrama que se muestra en la Figura 4.68.



**Figura 4.68.** Valores promedio del indicador de desgaste VB de las herramientas empleadas en el mecanizado de CFRP.

En la Tabla 4.53 se muestran los resultados del análisis de varianza para este parámetro de desgaste, donde se observa que tanto el avance axial, como el sentido de giro tiene son estadísticamente significativos. Sin embargo, el valor de F del avance axial es significativamente mayor, mostrando su influencia sobre este parámetro.

**Tabla 4.53.** Análisis de varianza para la respuesta del parámetro de desgaste VB.

Fuente	Valor F	Valor p
Modelo	38,84	0,006
Lineal	37,48	0,007
Vc	7,76	0,069
Fzt	0,80	0,438
Fza	111,50	0,002
Sentido de giro	29,86	0,012
Curvatura	64,64	0,004

La Figura 4.69 muestra que los avances más altos generan un menor valor de este indicador de desgaste. Esto puede ser debido a que el aumento del avance axial puede estar facilitando el corte de las fibras [19]. Mientras que los valores altos de avance axial permiten que el filo de la herramienta realice el corte de la fibra, los valores más bajos no facilitan esta labor, flexionando las fibras y favoreciendo el efecto de cepillado sobre la cara de incidencia. Este efecto de cepillado conduce a un aumento del desgaste abrasivo que encuentra una sinergia con el redondeamiento de las aristas de los filos de corte.

A la vista de los resultados del efecto de delaminación, se puede presuponer que el desgaste de la herramienta ha crecido progresivamente hasta alcanzar los valores actuales.

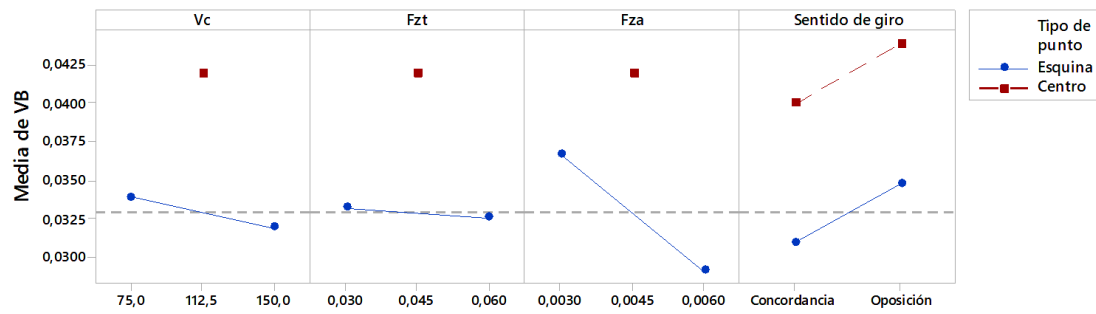


Figura 4.69. Gráfica de los efectos principales para la respuesta de desgaste VB en las herramientas empleadas en el fresado helicoidal de CFRP.

#### 4.4.6. Resultados del análisis de fuerzas en el fresado helicoidal de CFRP

Lo primero que se puede destacar de las señales de fuerza en el mecanizado de CFRP es la marcada diferencia que se encuentra en las capas que componen el material. En la Figura 4.70 se muestra una gráfica de fuerza superpuesta a un corte realizado sobre el material compuesto. En ella se observa con claridad que los picos y valles que se encuentran en la gráfica de fuerza se corresponden con las capas de fibra y la resina que une estas capas respectivamente.

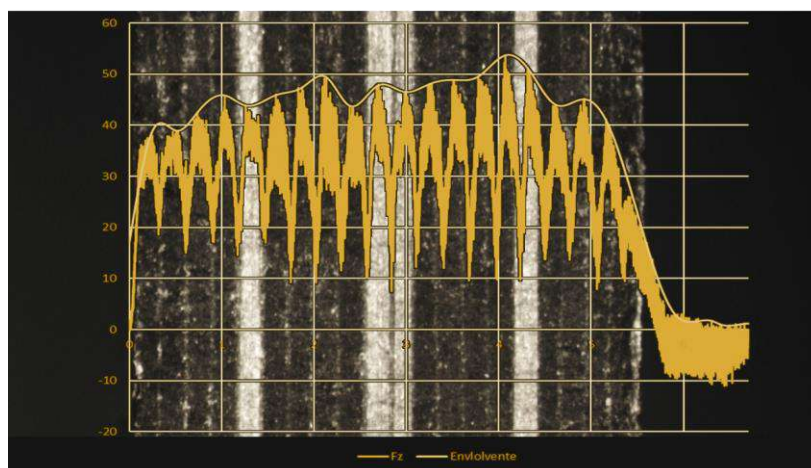


Figura 4.70. Ejemplo de señal de fuerza axial en el fresado helicoidal de CFRP.

En la Tabla 4.54 se muestra el resumen de fuerzas obtenidas durante los ensayos de CFRP. En la tabla se muestran los valores de fuerza media en la dirección del eje z, el valor de envolvente y la fuerza máxima para los agujeros 1, 3, 7, y 10.

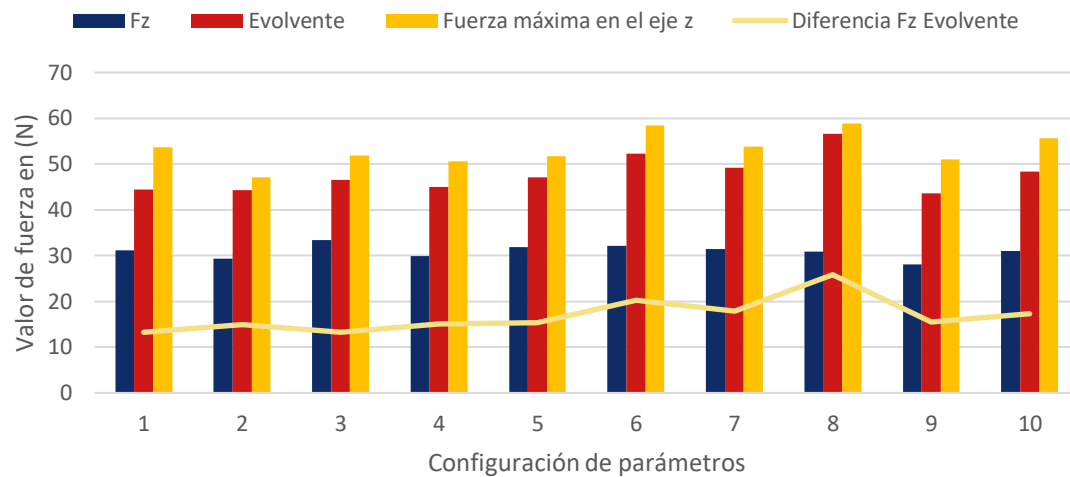
**Tabla 4.54.** Resumen de fuerzas en los ensayos de fresado helicoidal de CFRP.

Configuración	Agujero				Promedio	Diferencia 1-10	
	1	3	7	10			
Fuerza en media en el eje z	1	31,186	41,298	46,684	49,585	42,188	18,399
	2	29,321	37,452	42,829	44,352	38,489	15,031
	3	33,345	46,906	54,55	56,792	47,898	23,447
	4	29,934	40,176	48,384	49,772	42,067	19,838
	5	31,799				31,799	
	6	32,115	43,93	54,549	58,2	47,199	26,085
	7	31,375	44,621	55,92	60,723	48,160	29,348
	8	30,793	43,059	54,328	58,414	46,649	27,621
	9	28,097	41,198	50,8	54,446	43,635	26,349
	10	31,049	41,694	49,472	54,862	44,269	23,813
Envolvente	1	44,441	54,65	62,404	62,434	55,982	17,993
	2	44,291	54,225	63,761	63,595	56,468	19,304
	3	46,59	63,018	75,299	79,362	66,067	32,772
	4	44,957	62,691	73,988	77,51	64,787	32,553
	5	47,124				47,124	
	6	52,308	67,924	88,376	89,591	74,550	37,283
	7	49,232	61,968	79,904	84,057	68,790	34,825
	8	56,605	75,044	97,672	108,329	84,413	51,724
	9	43,598	61,83	70,663	84,259	65,088	40,661
	10	48,289	59,641	72,976	84,632	66,385	36,343
Fuerza máxima en el eje z	1	53,664	67,529	81,864	85,58	72,159	31,916
	2	47,097	65,591	82,424	79,39	68,626	32,293
	3	51,809	91,202	91,202	97,514	82,932	45,705
	4	50,568	71,644	88,255	92,597	75,766	42,029
	5	51,634				51,634	
	6	58,425	79,214	103,627	103,627	86,223	45,202
	7	53,792	79,904	96,88	107,987	84,641	54,195
	8	58,815	81,453	101,058	114,032	88,840	55,217
	9	50,962	67,618	76,545	105,737	75,216	54,775
	10	55,566	69,861	82,847	92,425	75,175	36,859

Hay que destacar que en el ensayo 5, debido a un error humano, solo se pudo adquirir las señales de fuerza en el primero agujero. Esto ha dificultado la comparación de tendencias y promedios que se venían aplicando al resto de indicadores.

En la Figura 4.71 se muestran los resultados de fuerza para el agujero número 1. En esta figura se puede observar que los valores de fuerza se encuentran en un rango muy estrecho alrededor de los 30 Newton, donde la diferencia máxima (entre los ensayos 3 y 9) apenas supera los 5 N. De forma similar, los resultados obtenidos para los indicadores de fuerza envolvente y fuerza máxima se mantienen en rangos relativamente estrechos.





**Figura 4.71.** Valores de fuerza en la dirección z para el primer agujero en el fresado helicoidal de CFRP en las distintas configuraciones de parámetros.

Con esta información se ha procedido a realizar el mismo tratamiento estadístico que en apartados anteriores, encontrando que ningún factor resulta estadísticamente significativo para ninguno de los indicadores de fuerza. Sin embargo, aunque lejos de resultar significativo, el parámetro de velocidad de avance parece destacar del resto, donde mayores velocidades de avance axial resultan en mayores valores de fuerza.

Por otro lado, en la Figura 4.72, Figura 4.73 y Figura 4.74 se representan los valores de cada indicador de fuerza para cada configuración en los distintos agujeros analizados. Las gráficas de barras muestran un claro incremento de la fuerza en todas las configuraciones. Este incremento puede ser asociado con el desgaste de la herramienta que se ha mostrado en el apartado anterior. El desgaste ha sido evaluado tras la realización de los diez agujeros, con lo que solo se tiene información del estado inicial y final de la herramienta, sin embargo, se puede relacionar el desgaste de la herramienta con los valores de fuerza, permitiendo entrever la curva de desgaste sufrida. Por lo tanto, también se podría asociar el incremento del valor de la fuerza con el incremento observado en la formación de delaminación.

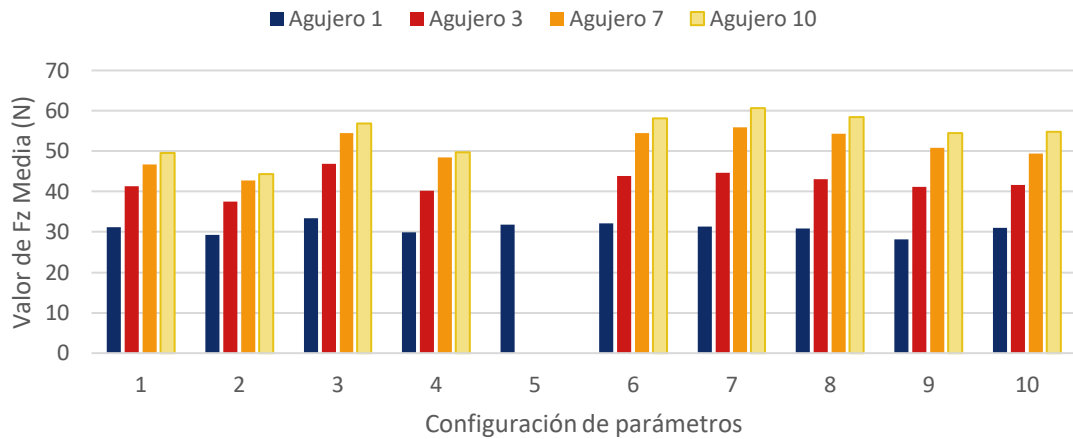


Figura 4.72. Valores de fuerza media en los agujeros 1-3-7-10 en el fresado helicoidal de CFRP en las distintas configuraciones de parámetros.

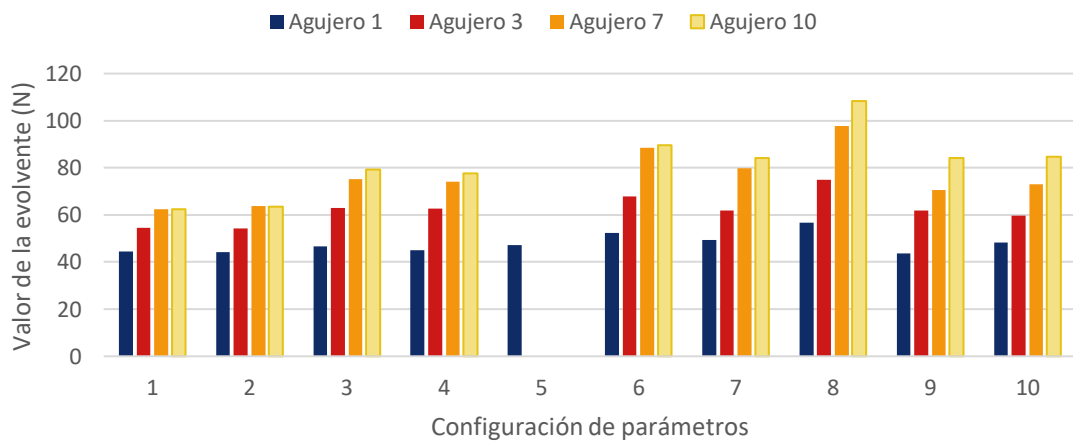


Figura 4.73. Valores de fuerza evolvente en los agujeros 1-3-7-10 en el fresado helicoidal de CFRP en las distintas configuraciones de parámetros.

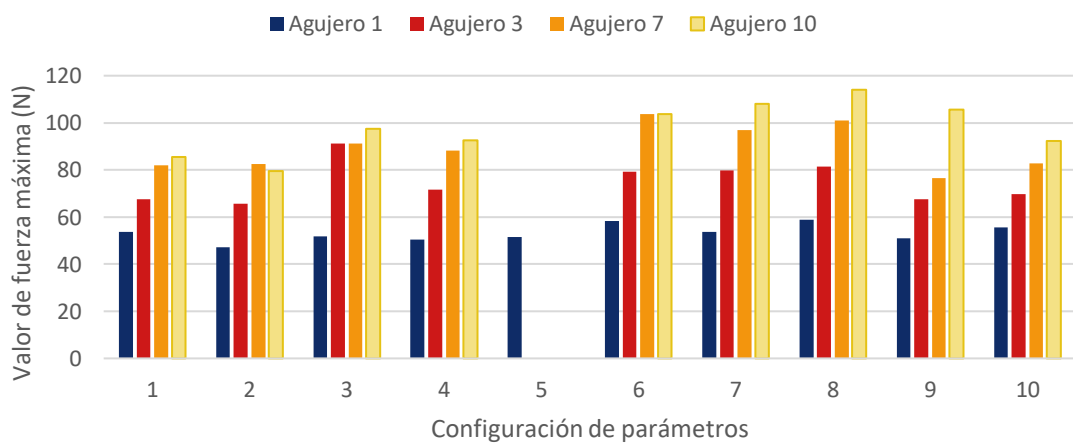


Figura 4.74. Valores de fuerza máxima en los agujeros 1-3-7-10 en el fresado helicoidal de CFRP en las distintas configuraciones de parámetros.

A continuación, en la Figura 4.75, Figura 4.76 y Figura 4.77 se muestran los valores de la diferencia entre el agujero 10 y el agujero 1. Esta información puede llegar a ser muy relevante, ya que este incremento está asociado con la pérdida de capacidad de corte de la herramienta, pudiendo ayudar a identificar los parámetros de mecanizado con mayor influencia.

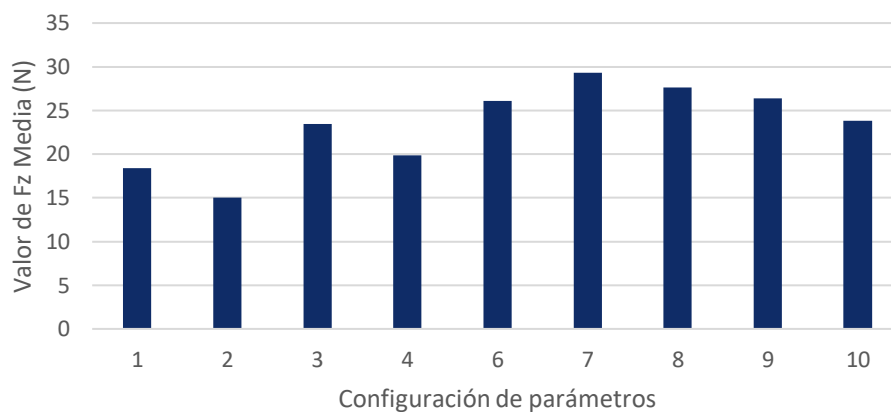


Figura 4.75. Diferencia del indicador fuerza media entre los agujeros 1 y 10 en el fresado helicoidal de CFRP.

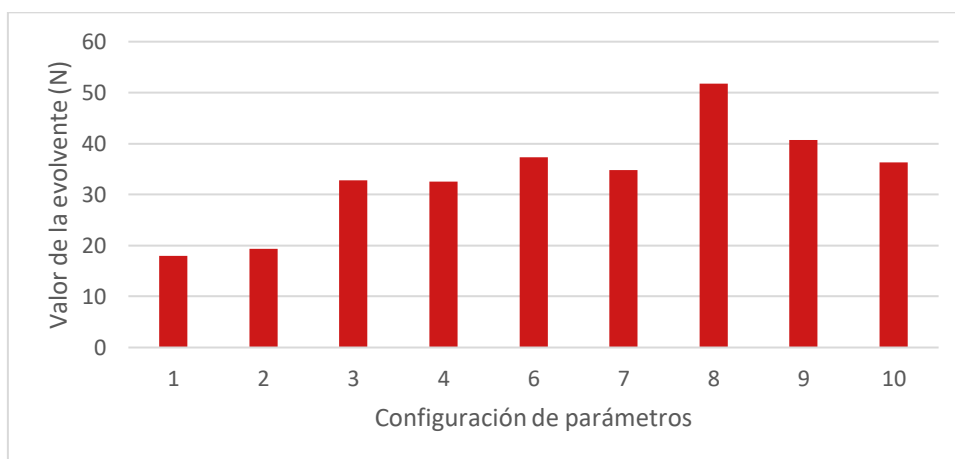


Figura 4.76. Diferencia del indicador fuerza evolvente entre los agujeros 1 y 10 en el fresado helicoidal de CFRP.

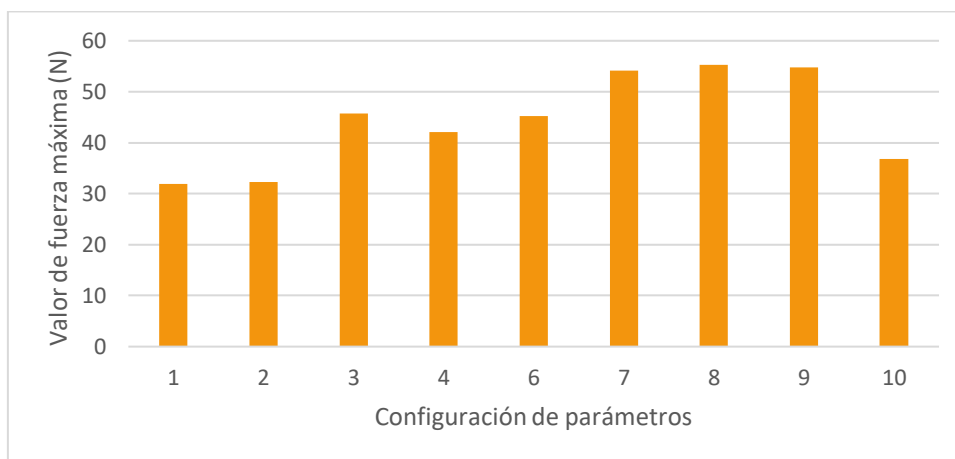


Figura 4.77. Diferencia del indicador fuerza máxima entre los agujeros 1 y 10 en el fresado helicoidal de CFRP.

El hecho de no disponer de una de las filas dificulta la extracción de conclusiones más sólidas. Sin embargo, tras el análisis de varianza para estos indicadores, como puede observarse en la Figura 4.51, Figura 4.52 y Figura 4.53, para los tres indicadores de fuerza los parámetros de velocidad de avance se encuentra entre los más influyentes.

**Tabla 4.55.** Análisis de varianza para la respuesta de Fz promedio en CFRP.

Fuente	Valor F	Valor p
Modelo	11,21	0,037
Lineal	13,35	0,030
Vc	2,48	0,213
Fzt	6,70	0,081
Fza	33,68	0,010
D	0,40	0,570
Curvatura	1,69	0,285

**Tabla 4.56.** Análisis de varianza para la respuesta de Fz envolvente en CFRP.

Fuente	Valor F	Valor p
Modelo	4,28	0,131
Lineal	4,93	0,111
Vc	1,72	0,281
Fzt	6,07	0,091
Fza	7,21	0,075
D	0,11	0,759
Curvatura	1,78	0,274

**Tabla 4.57.** Análisis de varianza para la respuesta de Fz Máxima en CFRP

Fuente	Valor F	Valor p
Modelo	2,20	0,274
Lineal	2,72	0,218
Vc	0,01	0,947
Fzt	4,19	0,133
Fza	3,75	0,148
D	0,46	0,547
Curvatura	0,17	0,710

Al mismo tiempo, las gráficas de efectos principales representadas en la Figura 4.78, muestran que los valores más altos de fuerza se encuentran con las mayores velocidades de avance, pudiéndose relacionar con los espesores de viruta. Sin embargo, otros autores encuentran relaciones entre las fuerzas y las velocidades de corte, concluyendo que un aumento de este parámetro reduce dichas fuerzas, algo que no ha podido contrastarse en este punto.

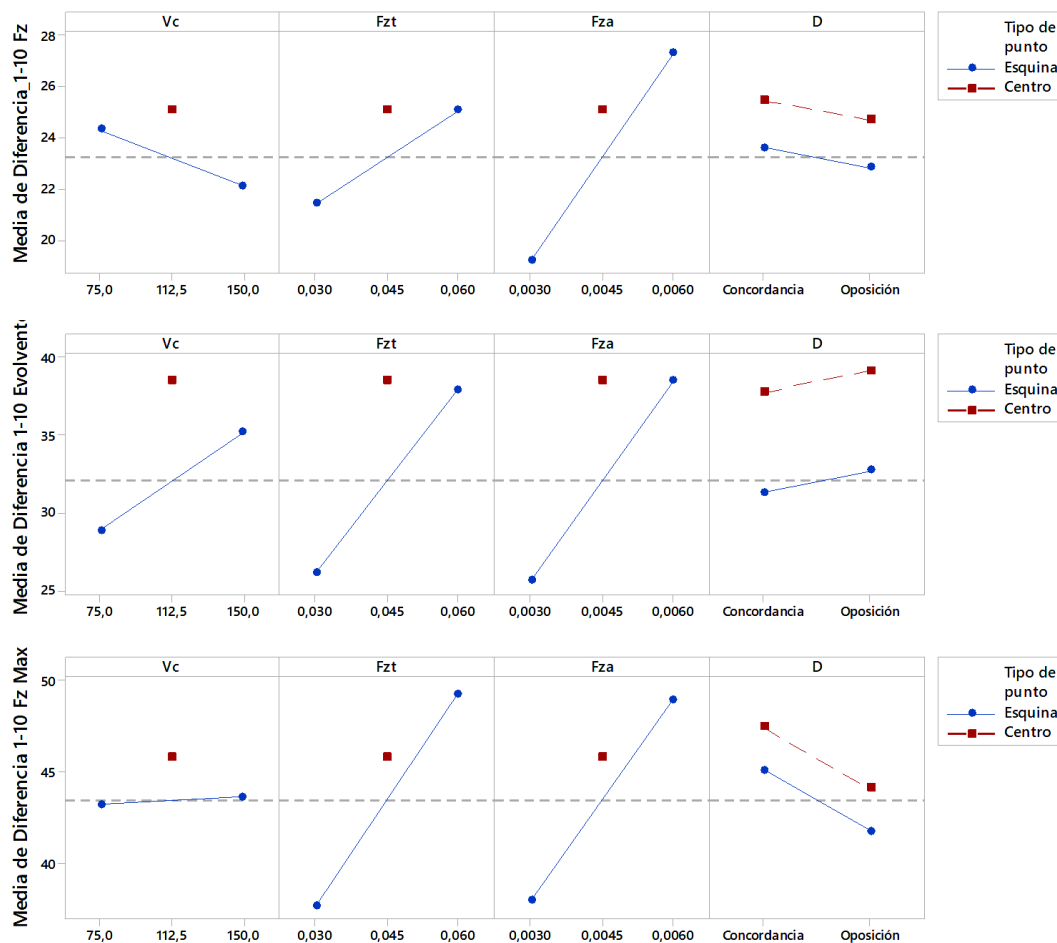


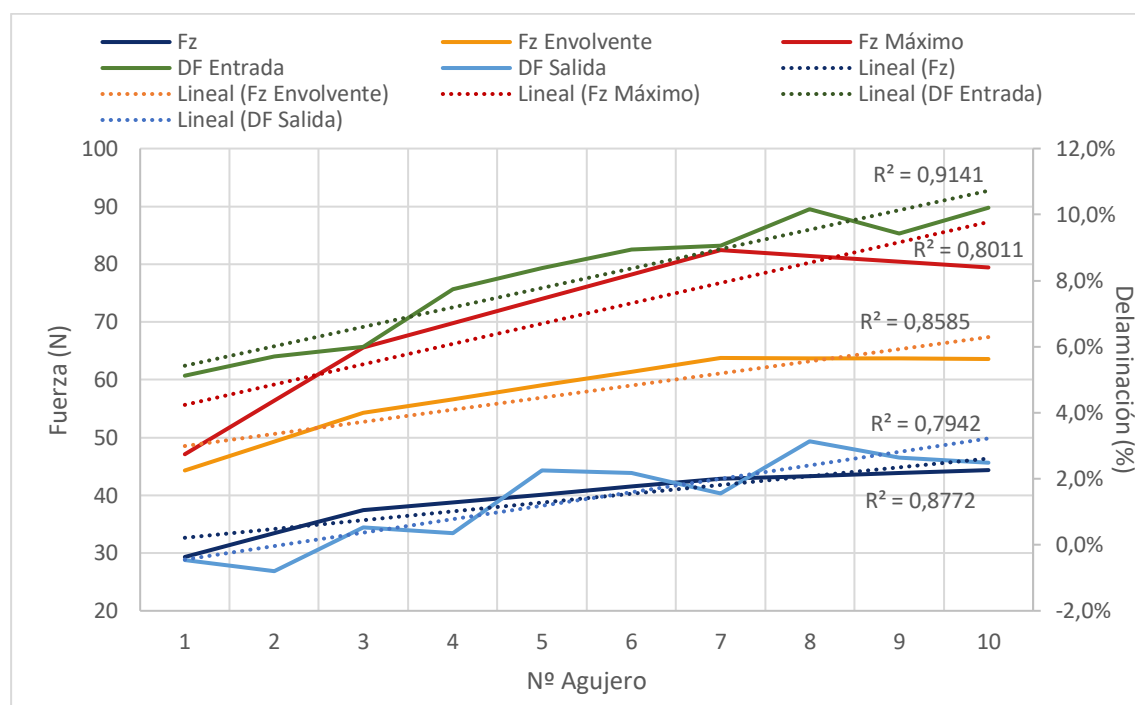
Figura 4.78. Gráficas de efectos principales para los diferentes parámetros de fuerzas obtenidos en el fresado helicoidal de CFRP.

Tras la evaluación de los indicadores de calidad se obtuvo que la configuración de parámetros  $V_c = 150 \text{ m/min}$ ,  $f_{zt} = 0.03 \text{ mm/diente}$ ,  $f_{za} = 0.003 \text{ mm/diente}$  era la que mejores resultados obtenía. Por lo tanto, se procede a un análisis de la evolución de la fuerza de esta configuración y su comparación con la evolución de algunos de los indicadores de calidad.

Los resultados en términos de calidad superficial mostraron una mayor variabilidad, donde la anisotropía del material es el principal responsable. En cuanto a precisión diametral, los resultados mostraron una buena estabilidad, con muy poca variación a lo largo de los diez agujeros. Sin embargo, en términos de delaminación, los resultados mostraron una clara tendencia creciente que se asoció al desgaste de la herramienta.

La evaluación del desgaste ha puesto de manifiesto el importante factor abrasivo de la fibra, que conduce a la pérdida de filo de corte. Este hecho hace que las fuerzas aumenten como queda reflejado en este análisis.

En la *Figura 4.79* se muestra la tendencia de los parámetros de fuerza y evaluación de la delaminación a lo largo de la tanda de diez agujeros. En ella se observa que las tendencias lineales se ajustan bastante bien a la evolución que estos indicadores. Las tendencias que se reflejan que el desgaste sufrido por las herramientas se manifiesta en un incremento de la fuerza y aumento del factor de delaminación. Esta gráfica muestra la capacidad de los indicadores de fuerza para ser empleados como medio de predicción de este defecto.



**Figura 4.79.** Comparativa de la evolución de los indicadores de fuerza y el factor de delaminación a la entrada y salida de los agujeros.

#### 4.4.7. Resumen de los ensayos de fresado helicoidal sobre CFRP.

La fuerte anisotropía del material supone un importante hándicap para el mecanizado de este material. Este factor hace que los resultados presenten una gran variabilidad, creando una fuerte dependencia de la zona de evaluación seleccionada.

En términos de calidad superficial, se ha puesto de manifiesto que las zonas de evaluación tienen una gran repercusión sobre los resultados. Los resultados han mostrado que en muchos casos los perfiles muestran profundos valles que, debido al parámetro empleado no quedan representados en el indicador seleccionado. Este hecho abre la puerta al empleo de otros parámetros que representen mejor estas características, como el parámetro  $R_t$  o que reflejen la distribución del mismo, como las curvas de Abbott-Firestone y los parámetros de  $R_k$ ,  $R_{pk}$  y  $R_{vk}$ .

Sin embargo, la anisotropía del material no exhibe una gran influencia sobre el indicador de diámetro, exhibiendo una gran estabilidad entre sus mediciones, manteniendo unos bajos valores de tolerancia. El factor que mayor influencia tiene sobre

el diámetro es el avance axial, generando mayores diámetros con las velocidades de avance más bajas. Esta relación es debida a que una velocidad de avance axial baja está asociada con un paso de hélice bajo, por lo que se producen más pasadas sobre la superficie del agujero.

Por otro lado, en prácticamente todas las configuraciones de parámetros se aprecia una tendencia decreciente del valor nominal de diámetro, pudiendo asociarse con el desgaste abrasivo que sufren las herramientas.

Al contrario que en los indicadores anteriores, en el defecto delaminación sí se encuentra una gran diferencia con número de agujeros. Esto refleja la dependencia de este defecto con el estado de la herramienta.

El análisis de la herramienta ha mostrado una importante pérdida de material en los filos de corte, asociada a un desgaste abrasivo por parte de la fibra, donde se ha comprobado que valores de avance bajos conducen a un incremento del desgaste. De nuevo, al igual que ocurre con el diámetro, las bajas velocidades de avance axial producen más pasadas sobre la superficie del material, generando un mayor desgaste abrasivo de la herramienta.

Por último, en el análisis de las fuerzas se ha visto reflejado el desgaste sufrido por la herramienta, manifestándose con un incremento de las fuerzas. La relación entre desgaste y delaminación, por un lado, y desgaste y fuerza por otro, abre la posibilidad de emplear los valores de fuerza para predecir el defecto de delaminación.

#### 4.5. Resultados y evaluación del mecanizado de stacks

Tras la realización de los ensayos sobre los materiales de manera individual, se procede al mecanizado de los stacks en las dos posibles configuraciones Ti/CFRP y CFRP/Ti.

Los ensayos se programan para la realización de diez agujeros en cada configuración, donde se emplearán los parámetros que mejores resultados han mostrado en las fases previas y que se resumen en la Tabla 4.58.

**Tabla 4.58.** Parámetros de mecanizado en función del material para el mecanizado de stack.

Material	V <sub>c</sub>	f <sub>zt</sub>	f <sub>za</sub>	Sentido de giro
Ti	80	0,015	0,001	Concordancia
CFRP	150	0,03	0,003	Oposición

El empleo de estrategias de fresado helicoidal permitió el mecanizado de cada material con los parámetros seleccionados, realizando el cambio de configuración en la intercara de los materiales.

### 4.5.1. Configuración Ti/CFRP

En este apartado se analizarán los resultados obtenidos en la configuración Ti/CFRP, analizando parámetros de calidad, fuerza y desgaste.

#### 4.5.1.1. Evaluación de la calidad superficial en los ensayos de stacks Ti/CFRP

Los resultados obtenidos en términos de Ra se muestran en Tabla 4.59. Los resultados muestran una baja variabilidad entre las dos mediciones realizadas y no presentan una tendencia creciente en relación al número de agujeros.

**Tabla 4.59.** Resultados de calidad superficial en el fresado helicoidal de stack Ti/CFRP ( $\mu\text{m}$ ).

Agujero	Ti 0°	Ti 180°	Ti Promedio	CFRP 0°	CFRP 180°	CFRP Promedio
1	1,54	1,44	1,49	2,10	1,23	1,67
2	1,29	1,20	1,25	1,84	1,54	1,69
3	0,96	1,24	1,10	2,59	1,34	1,97
4	0,95	1,05	1,00	1,70	0,91	1,31
5	1,23	1,23	1,23	1,74	2,06	1,90
6	1,12	1,11	1,12	2,42	1,11	1,77
7	0,91	1,11	1,01	1,53	1,44	1,49
8	0,59	1,26	0,93	1,08	2,34	1,71
9	1,61	1,11	1,36	1,79	1,68	1,74
10	1,28	1,63	1,46	1,06	1,01	1,04

En las fases previas se mostraron unas predicciones para Ra de 0,225  $\mu\text{m}$  con una variación de 0,074  $\mu\text{m}$  para la aleación de titanio, y 1,2  $\mu\text{m}$  con una variación de 0,256  $\mu\text{m}$  para el material compuesto.

Como puede observarse, mientras que los valores obtenidos en el material compuesto se encuentran muy próximos a los valores pronosticados, los resultados en titanio si han sufrido un importante incremento.

En la Figura 4.80 se muestra la evolución de este indicador a lo largo de los 10 agujeros para ambos materiales, donde se han incluido los límites de confianza obtenidos en las fases previas para ambos materiales. En esta gráfica, se visualiza lo indicado anteriormente, con unos valores de Ra por debajo del límite de confianza para el material compuesto, y valores muy superiores en el titanio.

He [22] realizó ensayos en stack CFRP/Ti encontrando que en términos de calidad superficial, el titanio muestra valores más bajos que el CFRP. En este trabajo se asocia el deterioro de la calidad superficial a la anisotropía del material. En términos generales los valores encontrados en este trabajo muestran tendencias similares a los resultados obtenidos, aunque en un rango más bajo (en torno a 1  $\mu\text{m}$  para CFRP y 0,7  $\mu\text{m}$  para la aleación de titanio).



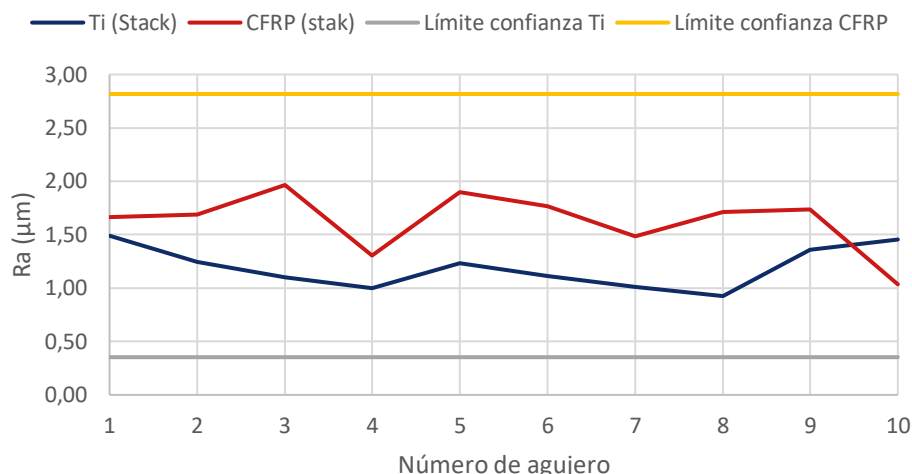


Figura 4.80. Evolución de la calidad superficial durante el mecanizado del stack Ti/CFRP.

Observando los valores de Ra en el titanio, se aprecia que éstos son muy próximos a los obtenidos la primera fase cuando se empleó el mecanizado en oposición. Por lo tanto, estos valores pueden estar relacionado con el sentido de giro en la trayectoria helicoidal que se realiza en el mecanizado de CFRP.

No obstante, puede destacarse que todos los valores se encuentran por debajo de los límites establecidos en el sector aeronáutico que se establecía en  $1,6 \mu\text{m}$  para el titanio y  $3,2 \mu\text{m}$  para el CFRP.

#### 4.5.1.2. Evaluación dimensional en los ensayos de stacks Ti/CFRP

Los resultados de la medición de diámetro se muestran en Tabla 4.60. En ellos, se puede observar una clara tendencia decreciente en la aleación de titanio, mientras que el material compuesto permanece cuasi constante.

Tabla 4.60. Resultados de calidad dimensional en el fresado helicoidal de stack Ti/CFRP (mm).

Nº Agujero	Ti 0°	Ti 180°	Ti (promedio)	Desviación Ti	CFRP 0°	CFRP 180°	CFRP (promedio)	Desviación CFRP
1	6,351	6,354	6,353	0,003	6,355	6,356	6,356	0,006
2	6,348	6,354	6,351	0,001	6,356	6,355	6,356	0,006
3	6,350	6,353	6,352	0,002	6,356	6,357	6,357	0,007
4	6,347	6,354	6,351	0,001	6,355	6,355	6,355	0,005
5	6,347	6,351	6,349	-0,001	6,355	6,357	6,356	0,006
6	6,348	6,351	6,350	0,000	6,357	6,357	6,357	0,007
7	6,345	6,354	6,350	0,000	6,356	6,356	6,356	0,006
8	6,343	6,348	6,346	-0,005	6,355	6,355	6,355	0,005
9	6,347	6,345	6,346	-0,004	6,356	6,356	6,356	0,006
10	6,344	6,345	6,345	-0,005	6,355	6,356	6,356	0,006

Durante el mecanizado de forma individual de los materiales se obtuvieron pronósticos para este indicador. En la aleación de titanio se obtuvo un intervalo para un nivel de confianza de un 95% entre los valores  $6,355$  y  $6,362$  mm, aunque durante la fase de ensayos de larga duración pudo observarse que estos valores se mantenían muy

próximos al nivel inferior. En este caso, solo el primer valor de titanio mecanizado en el stack se encuentra dentro del intervalo pronosticado, mostrando a continuación una clara tendencia decreciente.

Por su parte, el intervalo de confianza obtenido para el CFRP se encontraba entre 6,211 y 6,498 mm. Este intervalo es mucho más amplio debido a la mayor variabilidad que se encontró en la primera fase para los diferentes parámetros de mecanizado.

Sin embargo, los valores obtenidos tanto en el mecanizado del material de forma individual como en el mecanizado del stack, se han mantenido en un rango muy estrecho con desviaciones que oscilan entre +0,06 y +0,08  $\mu\text{m}$ , mostrando una gran estabilidad y unos valores muy próximos al valor programado.

En la Figura 4.81 se muestra una gráfica con la evolución del diámetro, donde se aprecia una marcada tendencia decreciente. Esta tendencia puede estar asociada con la temperatura generada durante el corte.

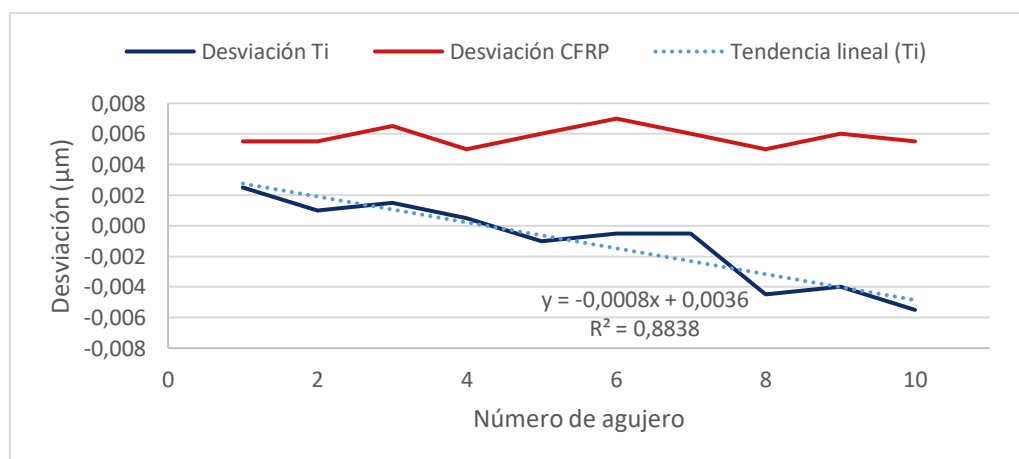


Figura 4.81. Evolución del diámetro durante el fresado helicoidal del stack Ti/CFRP.

Los resultados tendencias similares a las encontradas por Wang [23], donde se realizó un estudio comparativo para el mecanizado de los materiales de forma individual y en stack. En ambos casos se encuentran una gran similitud, donde en el mecanizado individual del titanio no se encuentran tendencias sensibles a lo largo de los 20 agujeros realizados, mostrando unos valores ligeramente superiores a los programados, sin embargo, cuando este material se mecaniza en stack con CFRP la tendencia decreciente se hace notar con el aumento del número de agujero alcanzando valores inferiores al programado. Los valores de diámetro en el caso de CFRP se mantienen más homogéneos, presentando una buena estabilidad en ambos casos.

Del mismo modo, se encuentran tendencias similares en el estudio de Zhou [24], donde analizó las variaciones de diámetro producida en el mecanizado de stack. En su trabajo, encontró desviaciones por debajo del valor programado para ambos materiales. Además, durante la realización de los 14 agujeros que componen sus ensayos, observó un decrecimiento en la aleación de titanio, que ambos estudios asocian a deformaciones

termoplásticas producidas por el incremento de la temperatura debido al desgaste de la herramienta.

Para el caso de estudio, durante la ejecución de los ensayos pudo apreciarse el mencionado incremento de la temperatura que se asocia al desgaste de la herramienta. Este incremento de temperatura quedó reflejado en el daño térmico sufrido por el material compuesto, que muestra en su superficie dañada que aumenta conforme aumenta el número de agujeros Figura 4.82. Sin embargo, gracias a que el CFRP prácticamente no sufre dilataciones térmicas, no ve afectado el diámetro del agujero por este efecto.



Figura 4.82. Intercara en el fresado helicoidal de Ti/CFRP; a) CFRP agujero número 1; b) CFRP agujero número 8.

#### 4.5.1.3. Evaluación de la formación de rebaba en los ensayos de stacks Ti/CFRP

La evaluación de la formación de rebaba se ha realizado tanto a la entrada como a la salida del agujero. En la Tabla 4.61 se muestran los resultados obtenidos mediante el procedimiento descrito en el capítulo de metodología.

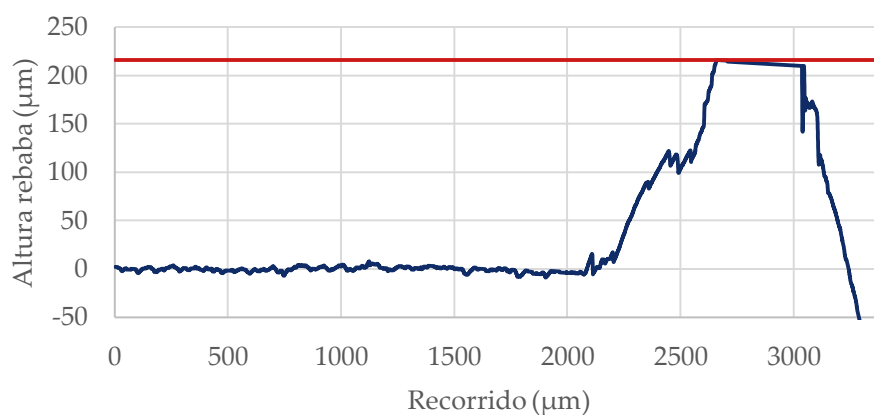
En la fase de ensayos de larga duración en la aleación de titanio se encontró un importante incremento de formación de rebaba a la entrada del agujero, que se ha visto mucho más afectado cuando se realiza el mecanizado de stack.

Tabla 4.61. Altura de rebaba en Ti mecanizado en stack Ti/CFRP.

Nº Agujero	Entrada	Salida
1	8,498	2,762
2	71,087	4,612
3	210,248**	65,025
4	216,011**	60,209
5		109,260
6		38,123
7		34,048
8		96,118
9		76,381
10		83,026

\*\* se ha sobrepasado el rango del instrumento

Tanto en la entrada como en la salida, la altura de rebaba se ha mostrado un rápido incremento tras los primeros agujeros. Sin embargo, mientras que en la salida la rebaba ha alcanzado un determinado valor que ha terminado por estabilizarse, la formación de este defecto a la entrada ha mostrado un incremento hasta alcanzar valores superiores al milímetro. En estos casos, la metodología de evaluación no ha sido capaz de medir estas dimensiones al sobrepasar los rangos de aplicación del equipo, siendo este el motivo por el que en la tabla esta columna aparece incompleta, *Figura 4.83*.



*Figura 4.83.* Evaluación de rebaba a la entrada del titanio para el agujero 6 en el fresado helicoidal de Stack Ti/CFRP.

Esta tendencia creciente de la altura de rebaba puede estar asociada a los efectos que el desgaste de herramienta e incremento de temperatura tienen sobre este indicador. Tras las fases previas se obtuvieron predicciones, donde para el caso de la formación de rebaba se estableció un valor de 34,2  $\mu\text{m}$  para el límite de confianza del 95%, que solo se en los primeros agujeros.

En este punto, la configuración del stack puede jugar un importante papel, donde el material compuesto hace de soporte, reduciendo y controlando la formación de rebaba a la salida. Este puede ser el motivo de encontrar una estabilización de estos valores a la salida. Al mismo tiempo, se encuentra que la rebaba es más uniforme, pudiendo observarse prácticamente en todo el contorno del agujero, donde también se aprecia restos de resina adherida por el efecto de la temperatura, *Figura 4.84*.






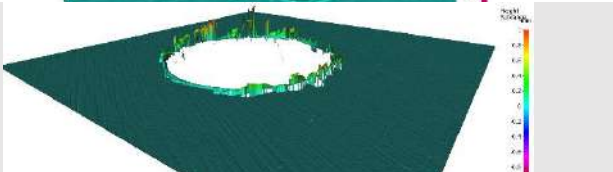
*Figura 4.84.* Salida del agujero 8 en la aleación de titanio en el fresado helicoidal del stack Ti/CFRP.

La pérdida de capacidad de corte por parte de la herramienta se hace patente en la formación de rebaba a la entrada, donde se muestra un evidente aumento. Los resultados se muestran en la Tabla 4.62, donde a través de procedimientos de microscopía multifocal se ha obtenido el mapeado de la superficie. En ella se muestra como a partir del agujero número 5, la altura de rebaba se encuentra próxima al milímetro y se evidencia en prácticamente todo su perímetro.

**Tabla 4.62.** Formación de rebaba a la entrada del agujero en el fresado helicoidal de stack Ti-CFRP.

Nº de agujero	Imagen real	Mapeado de superficie
1		
2		
3		
4		
5		
6		
7		
8		

**Tabla 4.63. (cont.) Formación de rebaba a la entrada del agujero en el fresado helicoidal de stack Ti-CFRP.**

Nº de agujero	Imagen real	Mapeado de superficie
9		
10		

Wang [23], encuentra resultados similares, con formación de rebaba tanto a la entrada como a la salida. El aumento de la rebaba lo asocia a un desgaste gradual de la herramienta, llevando a alcanzar valores de fuerzas altas valores de fuerzas axiales. Al igual que en el caso de estudio, Wang observa una importante formación de la rebaba uniforme en la intercara del stack.

#### 4.5.1.4. Evaluación de la formación de delaminación en los ensayos de stacks Ti/CFRP

A continuación, se presentan los resultados obtenidos en la evaluación de la delaminación. El factor de delaminación se ha tratado de evaluar tanto a la entrada como a la salida de la herramienta. En la Tabla 4.63 y Tabla 4.64 se presentan los valores de delaminación obtenidos a la entrada y salida del material respectivamente.

La configuración del stack hace que la aleación de titanio minimice la formación de delaminaciones a la entrada, permitiendo posicionar la capa de fibra de vidrio a la salida de la herramienta dando mayor resistencia a la formación de este defecto.

A partir de los datos obtenidos en los ensayos sobre el CFRP se generaron estimaciones para este defecto aplicado a la salida del material, donde se estableció un nivel de confianza del 95%, obteniendo un límite de confianza superior de 2.582%. Como se aprecia en la Figura 4.85, la delaminación tanto a la salida como a la entrada sufre un incremento conforme aumenta el número de agujero, manteniendo el valor de delaminación por debajo del nivel de confianza hasta alcanzar el agujero número 6. Este aumento progresivo de la delaminación hace pensar que el desgaste de la herramienta será el principal responsable.

La delaminación a la salida ha mostrado un crecimiento lineal a partir del agujero número 3, con una tendencia muy similar a la obtenida para el mecanizado del material de forma individual.

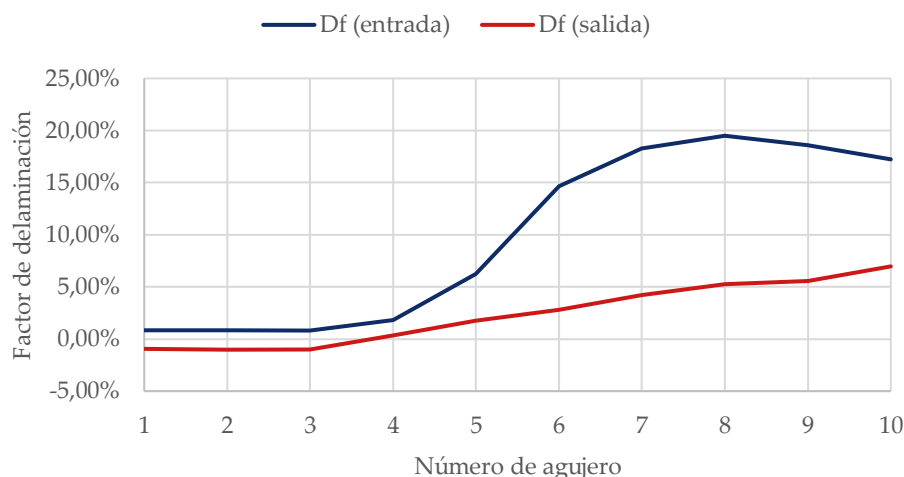
Por otro lado, la delaminación a la entrada ha sido difícilmente cuantificable, ya que, la temperatura alcanzada durante el proceso de mecanizado de titanio ha dañado térmicamente el área en contacto entre ambos materiales.

**Tabla 4.63.** Factor de delaminación a la entrada del CFRP en el mecanizado de Stack Ti/CFRP.

Nº Agujero	Entrada	Área delaminada	Df (entrada)
1	31,934	0,2648	0,84%
2	31,932	0,2628	0,83%
3	31,926	0,2568	0,81%
4	32,25	0,5808	1,83%
5	33,65	1,9808	6,25%
6	36,32	4,6508	14,69%
7	37,45	5,7808	18,25%
8	37,845	6,1758	19,50%
9	37,56	5,8908	18,60%
10	37,125	5,4558	17,23%

**Tabla 4.64.** Factor de delaminación a la salida de la CFRP en el fresado helicoidal de Stack Ti/CFRP.

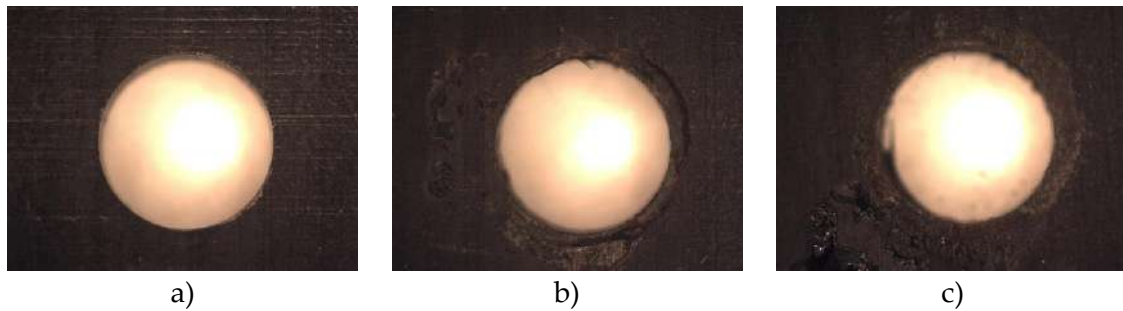
Nº Agujero	Salida	Área delaminada	Df (salida)
1	31,362	-0,307	-0,97%
2	31,345	-0,324	-1,02%
3	31,36	-0,309	-0,98%
4	31,788	0,119	0,38%
5	32,232	0,563	1,78%
6	32,558	0,889	2,81%
7	33,005	1,336	4,22%
8	33,326	1,657	5,23%
9	33,426	1,757	5,55%
10	33,876	2,207	6,97%



**Figura 4.85.** Evolución de la delaminación en el mecanizado de stack Ti/CFRP.

Como puede se observa en la Figura 4.86, se observa una zona donde la matriz se ha deteriorado por las altas temperaturas alcanzadas. Este deterioro muestra que se ha

superado el límite de transición vítrea ( $167,54^{\circ}\text{C}$ ) y se observa una pérdida de resina en zonas localizadas.



**Figura 4.86.** Entrada en el CFRP en el fresado helicoidal de Stack Ti/CFRP para los agujeros: a) 1. b) 5. c) 10.

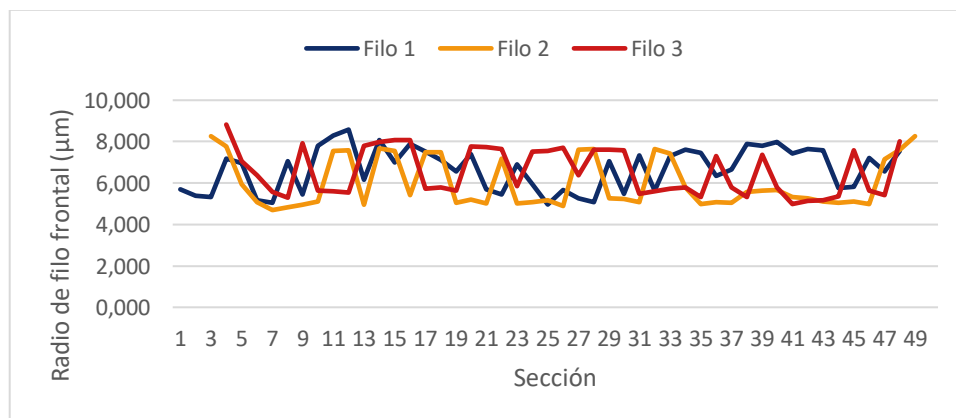
En su trabajo, Wang [23] encuentra buenos resultados en términos de delaminación. Entre otros factores atribuye los buenos resultados al respaldo que ofrece el titanio, minimizando la formación de delaminaciones. A pesar de esto, observa un aumento gradual similar al obtenido en el presente trabajo, donde se asocia este defecto con el desgaste progresivo de la herramienta.

#### 4.5.1.5. Evaluación del desgaste de las herramientas.

A continuación, se presentan los resultados obtenidos en la evaluación del desgaste de las herramientas. Para su medición se ha empleado el equipo Alicona, obteniendo modelos tridimensionales de los filos de corte, a partir de los cuales se ha procedido a su medición.

Se han realizado mediciones de los filos frontales y laterales de las herramientas empleadas tanto en el mecanizado de los materiales de forma individual, como del stack, para posteriormente ser comparadas con las mediciones obtenidas de una herramienta nueva.

En la Figura 4.87 y Figura 4.88 se muestran los valores obtenidos del radio de cada uno de los filos de corte frontales y laterales. Los valores muestran un filo homogéneo, con valores promedio para los filos frontales de  $6,413\mu\text{m}$  y  $4,154\mu\text{m}$  para los filos laterales.



**Figura 4.87.** Radio de los filos frontales de una herramienta nueva.



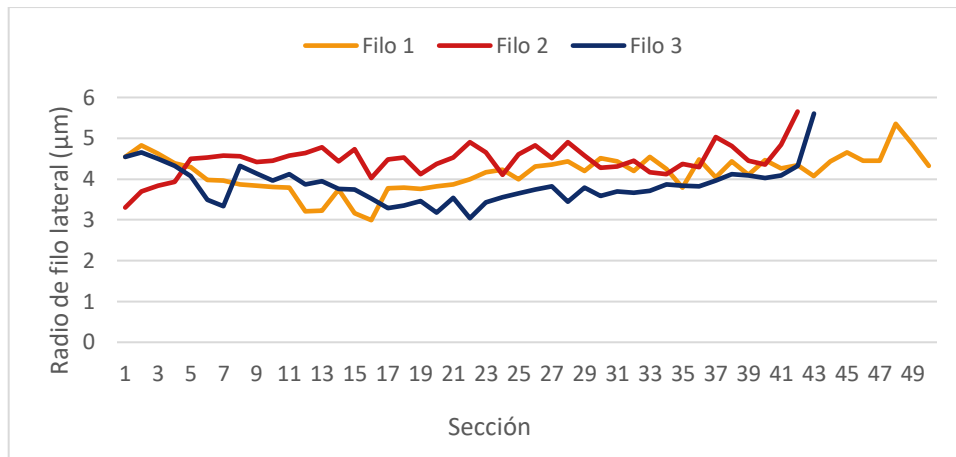


Figura 4.88. Radio de los filos laterales de una herramienta nueva.

La Figura 4.89 muestra una imagen de uno filo frontal y lateral de una herramienta nueva. Esta información será la base que se utilizará para evaluar el desgaste de los filos de corte de las herramientas empleadas en los diferentes materiales.

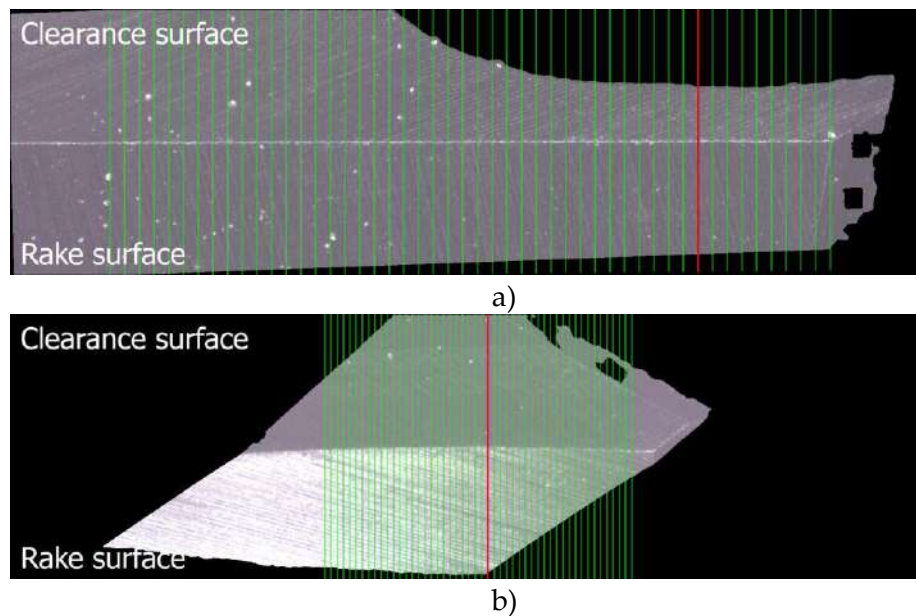


Figura 4.89. Imagen de los filos de corte de una herramienta nueva. a) Filo frontal; b) Filo lateral.

En la Figura 4.90 y Figura 4.91 se muestran los radios de los filos frontales y laterales de la herramienta empleada en el mecanizado de larga duración de la aleación de titanio, utilizando los mismos parámetros de cortes que se han empleado en la configuración del stack.

Los valores medios de los radios de los filos frontales y laterales son 21,92 y 29,37  $\mu\text{m}$  respectivamente. Sin embargo, las gráficas muestran valores muy irregulares donde se encuentran zonas con grandes radios alcanzando valores próximos a los 120  $\mu\text{m}$  y otras que se mantienen más estables con valores que, aunque por encima del valor inicial son muy inferiores a los máximos observados.

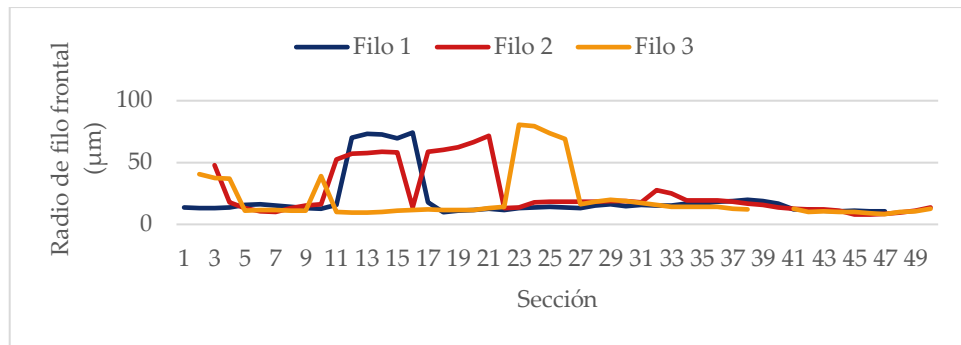


Figura 4.90. Radio de los filos frontales de la herramienta empleada en el mecanizado de la aleación Ti6Al4V.

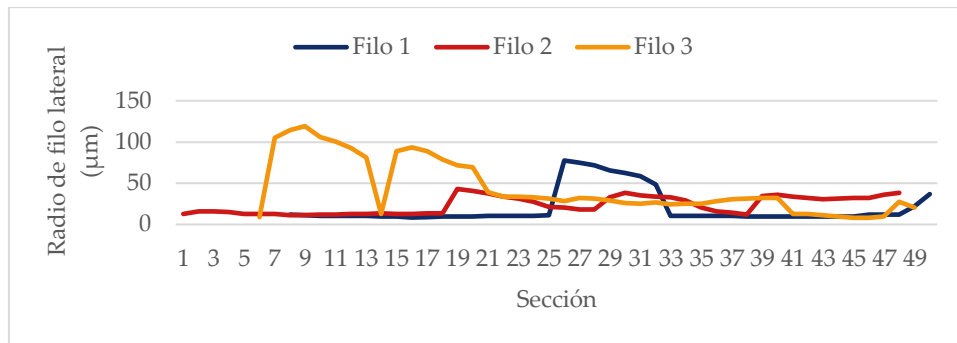


Figura 4.91. Radio de los filos laterales de la herramienta empleada en el mecanizado de la aleación Ti6Al4V.

Como se puede observar en la

b)

Figura 4.92, los elevados valores obtenidos son debidos a la adhesión de material sobre el filo de corte. Esta imagen viene a reafirmar el importante desgaste por adhesión que sufren las herramientas en el mecanizado de estos materiales ya mencionado en apartados anteriores.

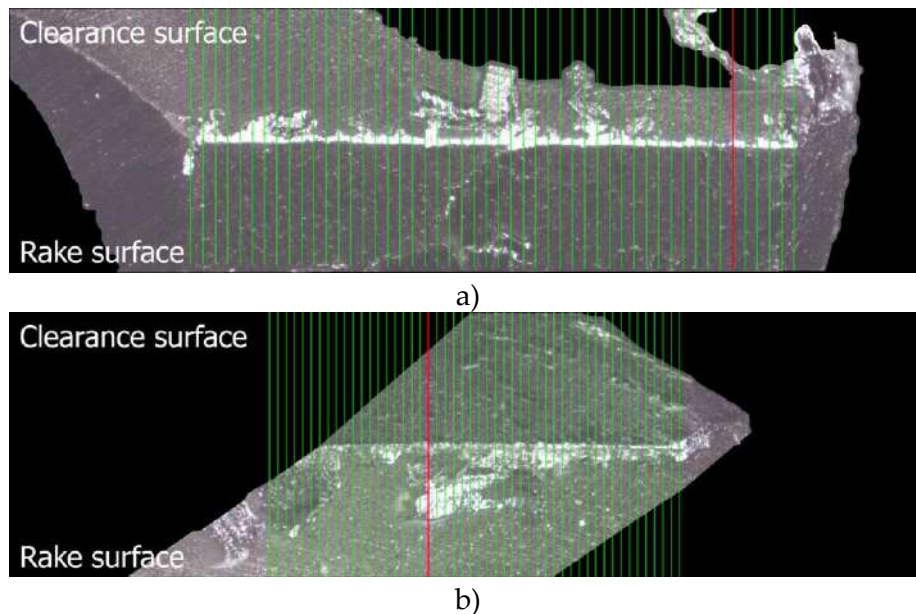
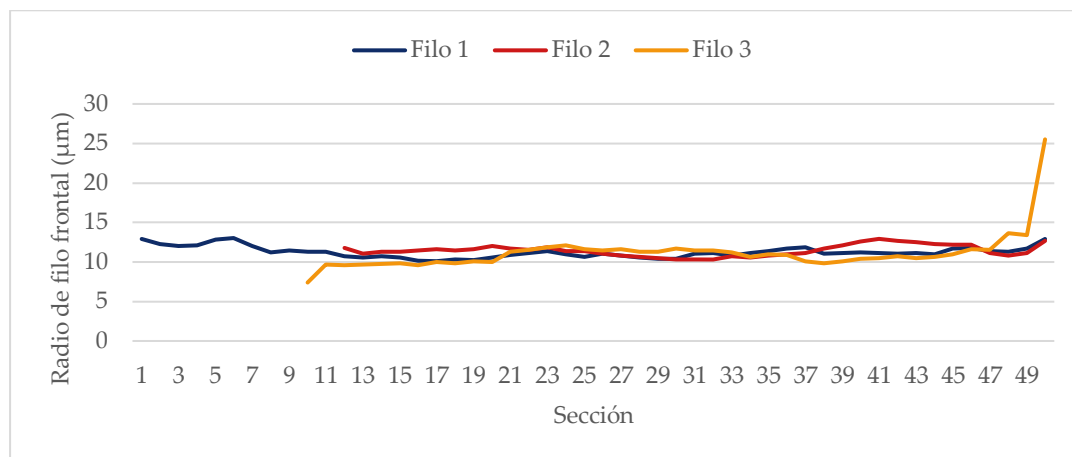


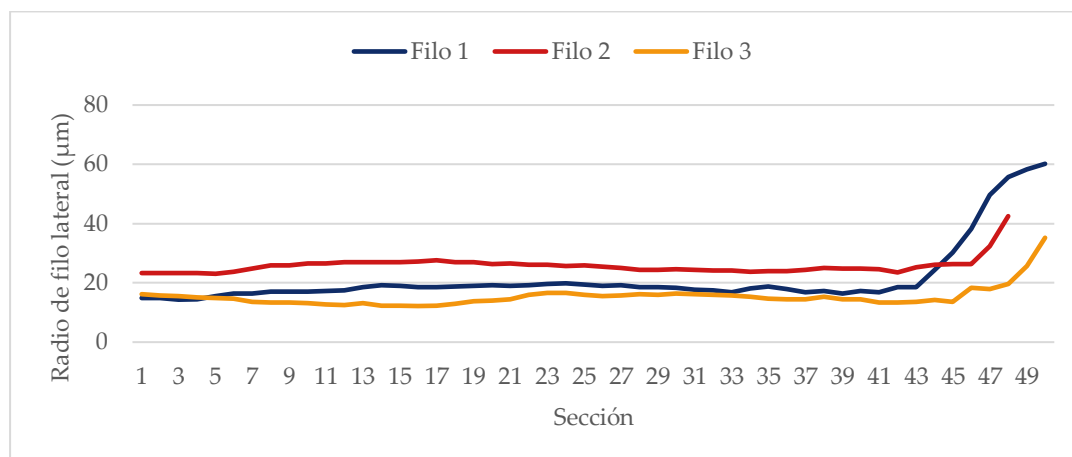
Figura 4.92. Imagen de los filos de corte de la herramienta empleada en el mecanizado de Ti6Al4V con los parámetros empleados en el stack. a) Filo frontal; b) Filo lateral.

En las figuras Figura 4.93 y Figura 4.94, se muestran los resultados de la medición de los radios de los filos de corte de la herramienta empleada en el mecanizado de CFRP con los parámetros de mecanizado utilizado en el stack.

Los valores se muestran con mucha menos variabilidad que en el mecanizado de la aleación de titanio. Los valores medios del radio han sido de 11.282 y 20.921  $\mu\text{m}$  para los filos frontales y laterales respectivamente. Estos valores muestran un claro redondeamiento de los filos de corte, producto de las propiedades erosivas de la fibra de carbono ya mencionada en apartados anteriores.



**Figura 4.93.** Radio de los filos frontales de la herramienta empleada en el mecanizado de CFRP.

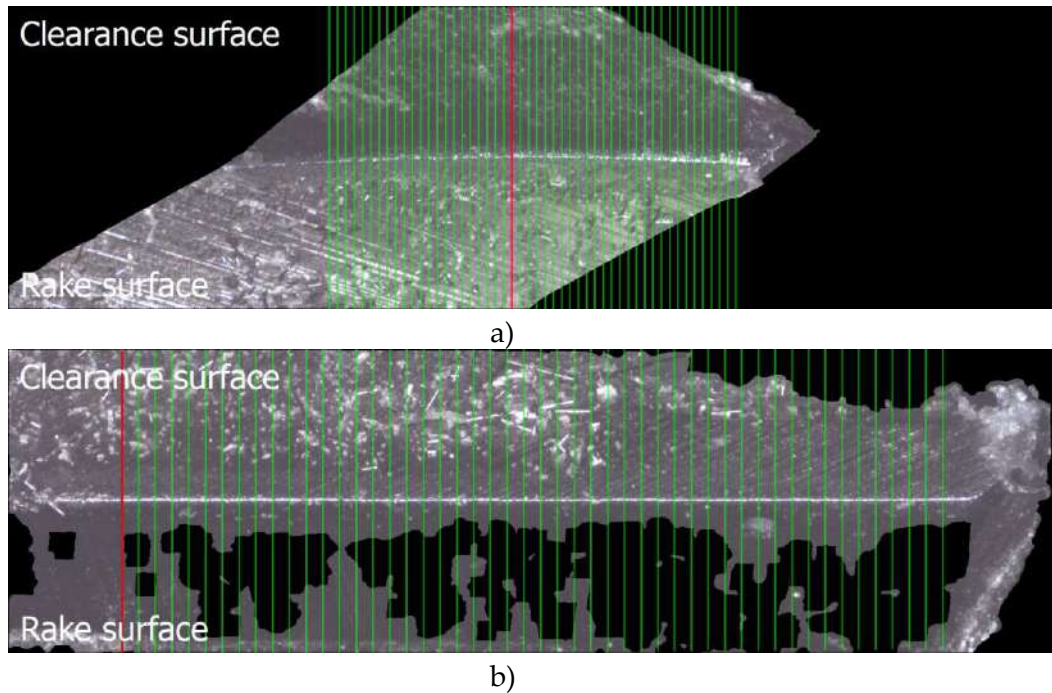


**Figura 4.94.** Radio de los filos laterales de la herramienta empleada en el mecanizado de CFRP.

En la evaluación de los filos se aprecia una clara tendencia creciente al aproximarse al extremo del filo. Este aumento es debido a que no todo el filo trabaja de la misma forma, siendo los extremos la zona más expuesta y que genera la mayor parte del corte, por lo que se muestra un redondeo más acusado.

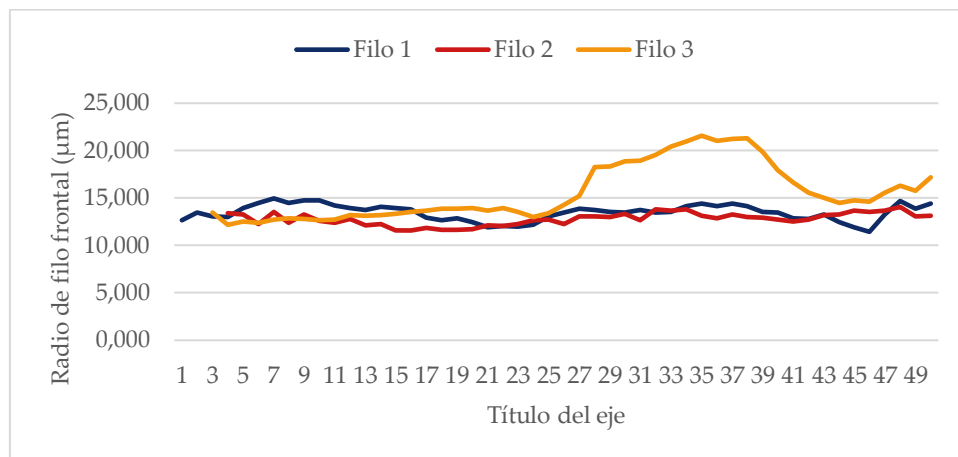
La Figura 4.95 muestra uno de los filos laterales y frontales de la herramienta empleada en el mecanizado de CFRP. En las imágenes se puede apreciar restos de resina y fibra de carbono adherido a las caras de desprendimiento e incidencia. Esta adhesión no

se muestra en los filos de corte, manteniendo los mismos libres de partículas y permitiendo observar la erosión sufrida.



**Figura 4.95.** Imagen de los filos de corte de la herramienta empleada en el mecanizado CFRP con los parámetros empleados en el stack. a) Filo frontal; b) Filo lateral.

En las figuras Figura 4.96 se muestran los resultados de la medición de los radios de los filos frontales de la herramienta empleada en el mecanizado de stack Ti/CFRP.

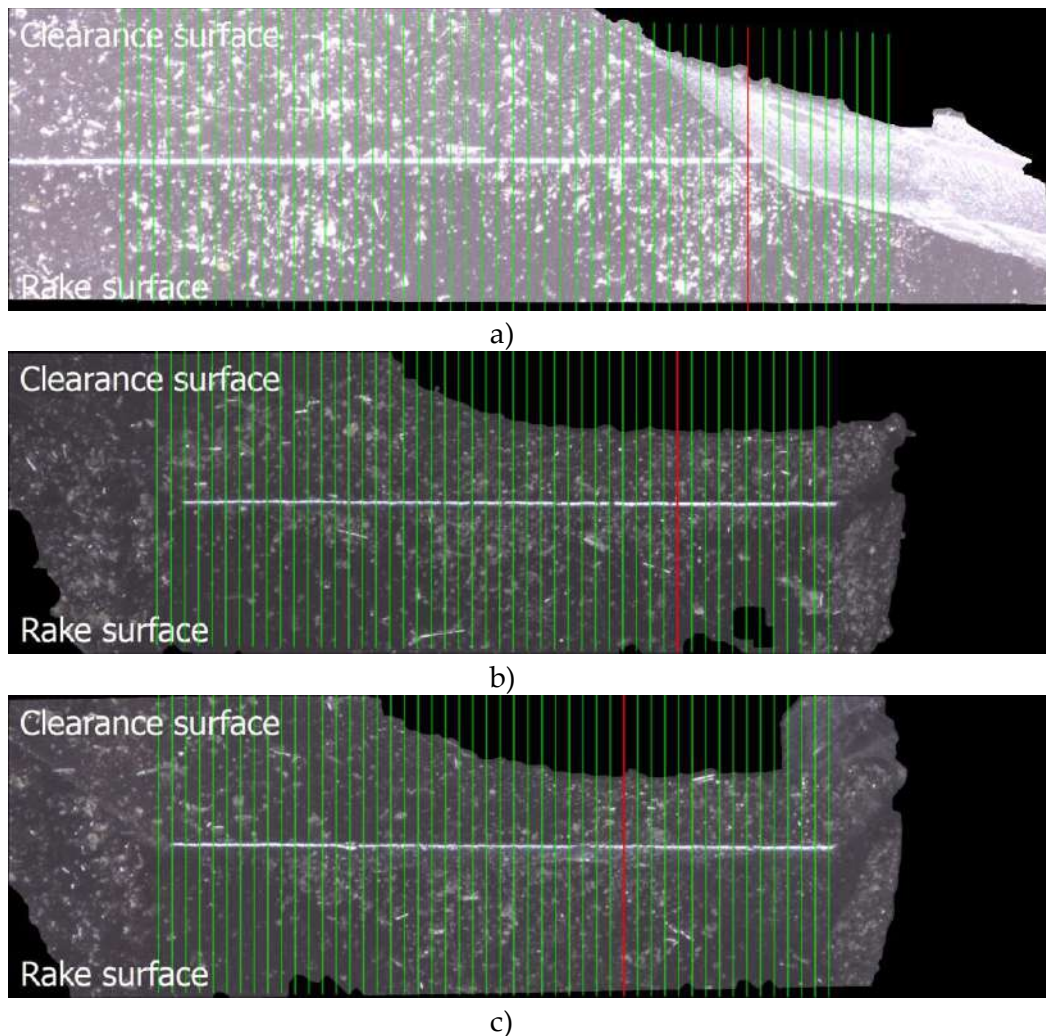


**Figura 4.96.** Radio de los filos frontales de la herramienta empleada en el mecanizado de stack Ti/CFRP.

En general, los tramos evaluados muestran una baja variabilidad de los valores, sin embargo, para este caso particular hay que analizar cada uno de los filos de forma individual.

La Figura 4.97 a) muestra una evidente fractura de la herramienta próxima al extremo, aunque esta fractura no se refleja en el radio del filo de corte, aunque el informe

generado tras el procedimiento de evaluación ha permitido observarlo con detalle. El filo 2 se muestra en la *Figura 4.97 b)*, mostrándose el más estable y sin alteraciones observables. Por último, el filo muestra un incremento del radio en una zona próxima al centro, pudiendo deberse a pérdida de pequeñas partículas del material de la herramienta generando un microastillado.



**Figura 4.97.** Imágenes de los filos frontales de la herramienta empleada en el mecanizado de stack Ti/CFRP. A) Filo 1; b) Filo 2; c) Filo 3.

En las figuras *Figura 4.98* se muestran los valores de los radios de los filos laterales de la herramienta empleada en el mecanizado de stack Ti/CFRP. Los filos laterales muestran una mayor diferencia entre los valores próximos a la punta y los más alejados. Esto es debido a que, como se ha mencionado anteriormente, no todo el filo de la herramienta produce el corte, la zona próxima a los extremos producirá la mayor parte del corte del material, mientras que conforme avanza la herramienta sobre su trayectoria, el resto del filo no producirá el corte. En ambos filos (frontal y lateral) puede observarse la adhesión de partículas sobre las caras de incidencia y desprendimiento.

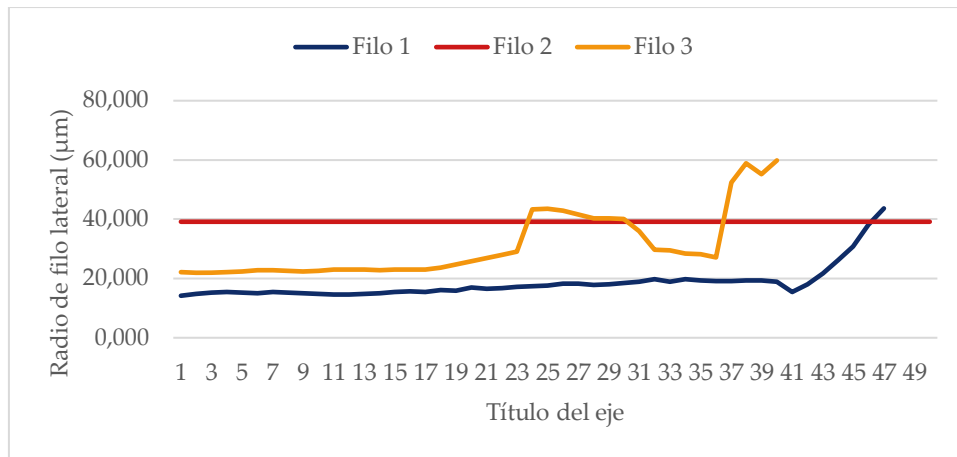


Figura 4.98. Radio de los fillos laterales de la herramienta empleada en el mecanizado de stack Ti/CFRP (en el filo 2 únicamente se muestra el valor medio).

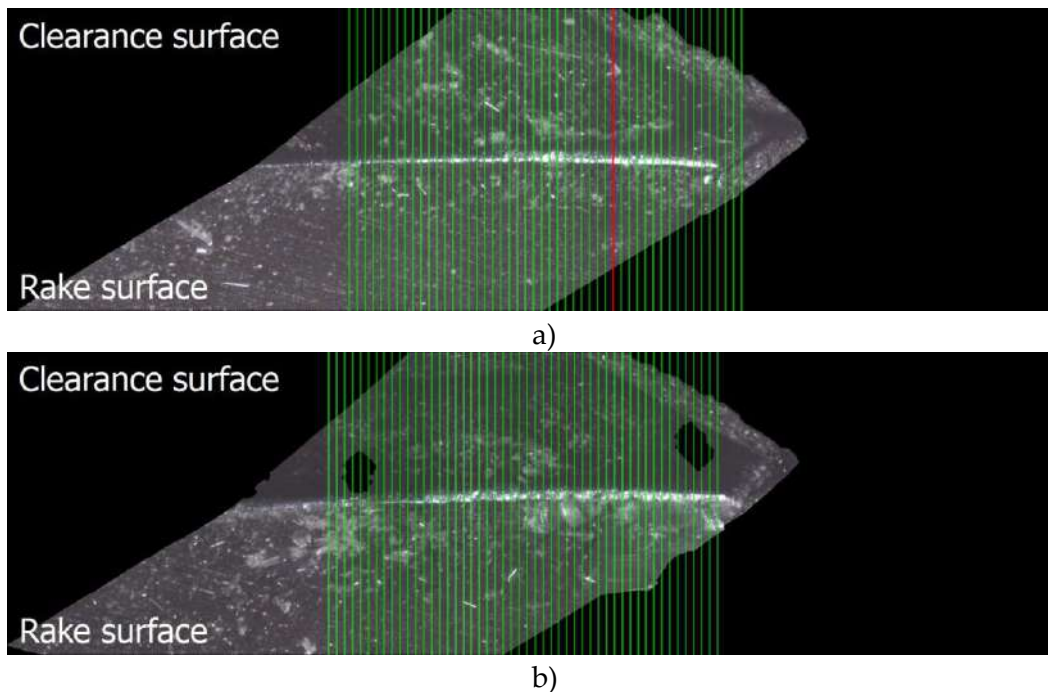
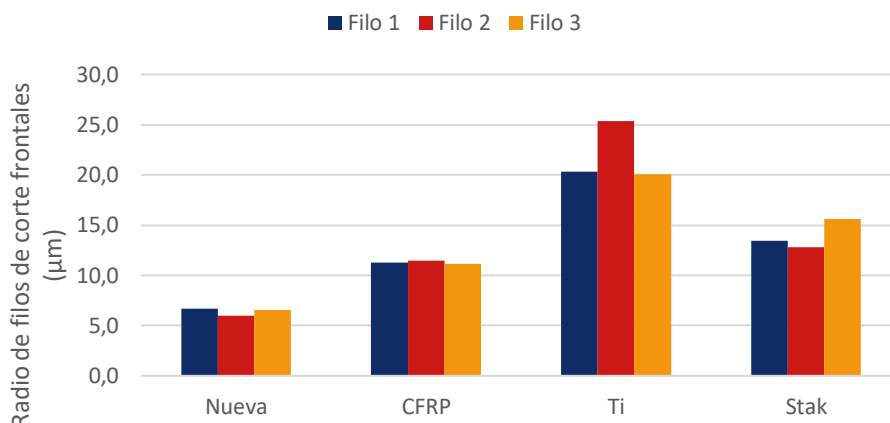


Figura 4.99. Imágenes de los fillos laterales de la herramienta empleada en el mecanizado de stack Ti/CFRP. A) Filo 1; b) Filo 2.

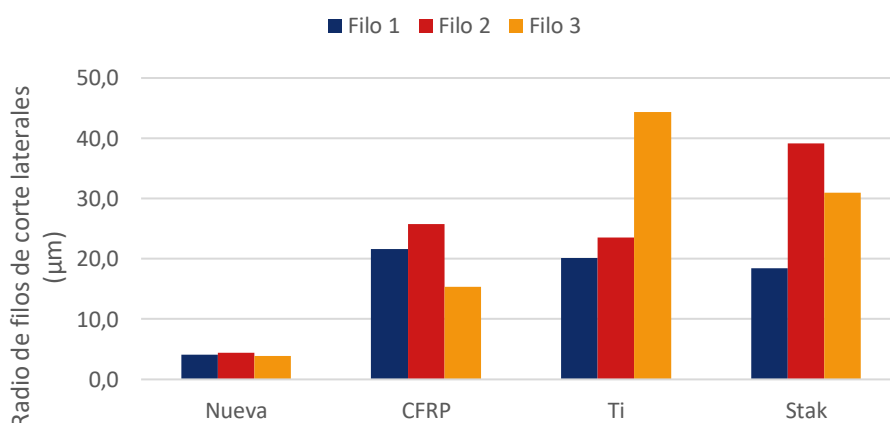
En la Tabla 4.65 se muestra un resumen de los valores medios de los radios obtenidos tras la evaluación de la herramienta, que se han empleado para generar la Figura 4.100 y Figura 4.101.

Tabla 4.65. Resumen de la medición del radio de los fillos de la herramienta en el mecanizado de stack.

Herramienta	Radio de los fillos de corte frontales				Radio de los fillos de corte laterales			
	Filo 1	Filo 2	Filo 3	Promedio	Filo 1	Filo 2	Filo 3	Promedio
Nueva	6,7	6,0	6,5	6,4	4,1	4,5	3,9	4,2
CFRP	11,2	11,4	11,2	11,3	21,6	25,8	15,4	20,9
Ti	20,4	25,4	20,0	21,9	20,2	23,5	44,4	29,4
Stak	13,5	12,8	15,6	13,9	18,5	39,2	31,0	29,5



**Figura 4.100.** Resumen de los valores medios de la medición de los radios de los fillos frontales de las herramientas empleadas para el mecanizado de los diferentes materiales.



**Figura 4.101.** Resumen de los valores medios de la medición de los radios de los fillos laterales de las herramientas empleadas para el mecanizado de los diferentes materiales.

En la gráfica se aprecia un importante aumento de este parámetro en todas las configuraciones. Los valores de radio para la aleación de titanio son los más elevados, aunque como se ha mostrado, este valor es debido a la adhesión de titanio sobre los fillos de corte. Por su parte, el mecanizado de CFRP provoca un desgaste erosivo de los fillos de corte que producen un importante incremento del radio del filo de corte con la consecuente pérdida de capacidad de corte. En la configuración de stack Ti/CFRP se encuentran valores intermedios, con la salvedad de que en esta ocasión no se aprecia adhesión sobre los fillos de corte que puedan enmascarar el desgaste erosivo.

Adicionalmente, se ha podido encontrar importante pérdida de material en uno de los fillos de corte de la herramienta empleada en el mecanizado del stack. Esta pérdida de material puede ser producto de la compleja combinación de procesos de desgaste que se producen en el mecanizado de estas estructuras, donde la combinación de erosión y altas presiones puede producir la rotura de la herramienta.

#### 4.5.1.6. Análisis de fuerzas en el fresado helicoidal del stack Ti/CFRP

Del mismo modo que en para el mecanizado de los materiales de forma individual, durante la realización de los ensayos de fresado helicoidal de stack Ti/CFRP se adquirieron señales de fuerzas para su posterior tratamiento y análisis.

En este apartado se presentan los resultados obtenidos tras el tratamiento de las señales de fuerza, con el objetivo de relacionar las señales de fuerzas adquiridas con los indicadores de calidad de calidad del agujero a través del desgaste de las herramientas.

En la Figura 4.102 se muestra un ejemplo de las señales de fuerza obtenidas durante el fresado helicoidal del stack Ti/CFRP. En esta imagen se diferencia con claridad ambos materiales.

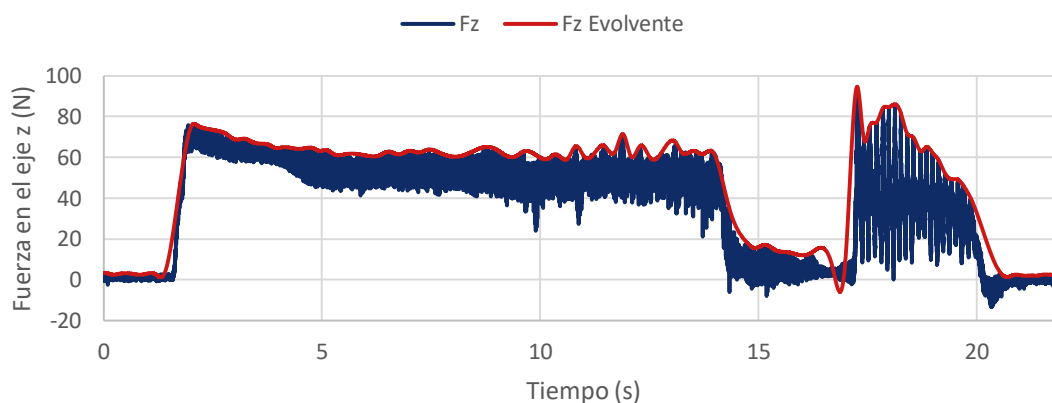


Figura 4.102. Ejemplo de señal de fuerza en stack Ti/CFRP.

En la Tabla 4.66 se muestran los resultados tras el tratamiento de las señales de fuerzas, de donde se han extraído el valor de fuerza promedio, el promedio de la evolvente y el valor máximo para ambos materiales.

Los datos muestran un importante incremento de la fuerza en el titanio para todos los parámetros. Sin embargo, no ocurre lo mismo el CFRP. La Figura 4.103 y Figura 4.104 muestran la evolución de los parámetros de fuerza durante la realización de los 10 agujeros, para la aleación de titanio y CFRP. En el caso de la aleación de titanio, la gráfica refleja la tendencia creciente que experimental fuerza, donde se alcanza un incremento de un 158% para el valor medio, un 142% en la evolvente, y un 175% para la fuerza máxima.

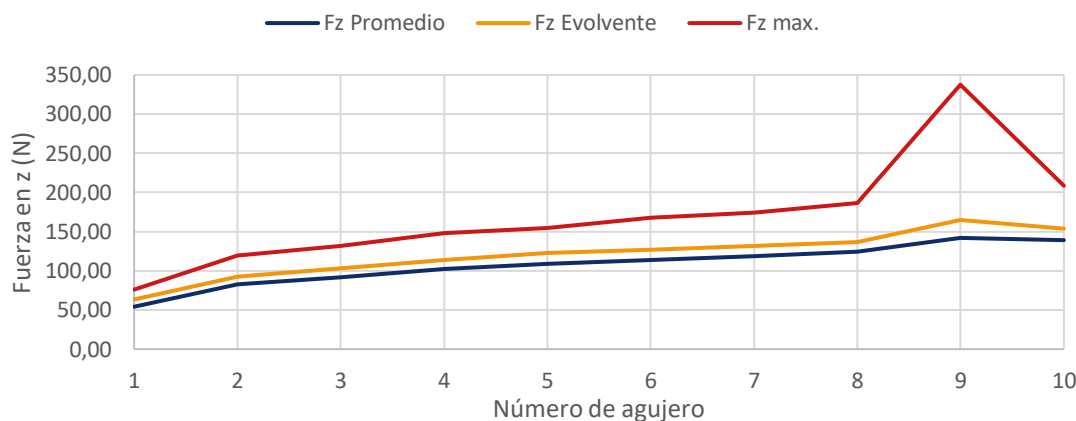
Sin embargo, en el caso del CFRP los parámetros de fuerza muestran diferentes tendencias al comparar el primer y último agujero. En el caso de la fuerza media y la evolvente, los resultados muestran una reducción del 24% y 19% entre los agujeros 1 y 10 respectivamente, pudiendo observarse un ligero incremento inicial que cesa tras alcanzar los agujeros 5 y 6, siendo precisamente en este punto donde se detecta un daño térmico en la entrada del material. Por lo tanto, se puede la temperatura afecta a las propiedades de



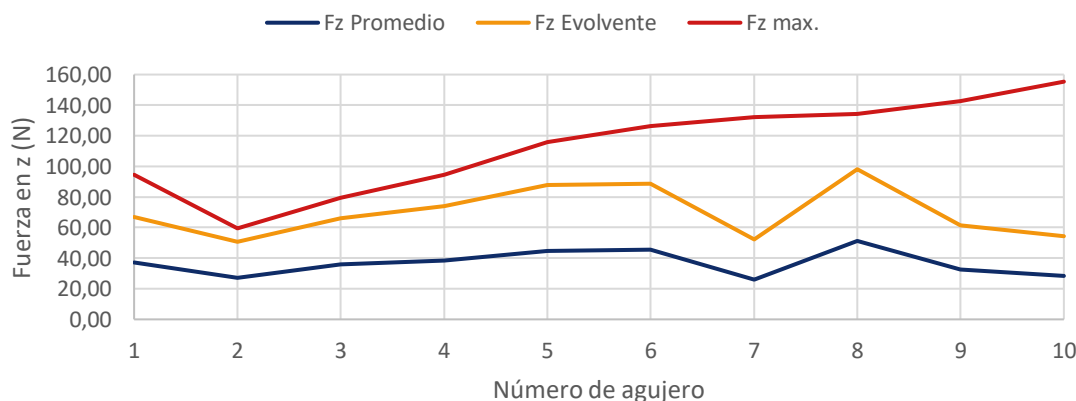
la resina, reblandeciéndola y reduciendo la resistencia al avance de la herramienta. Conclusiones similares se exponen en Uhlmann [25], donde se concluye que valores altos de velocidades de corte conducen a una disminución de la fuerza del proceso.

**Tabla 4.66.** Valores obtenidos de las señales fuerza en la dirección del eje z durante el fresado helicoidal del stack Ti/CFRP.

Configuración Ti/CFRP						
Agujero	Titanio			CFRP		
	Fz Promedio	Fz Evolvente	Fz max.	Fz Promedio	Fz Evolvente	Fz max.
1	54,14	63,39	75,99	37,38	66,73	94,61
2	82,65	92,77	119,87	27,16	50,70	59,48
3	92,08	103,41	131,79	35,89	66,25	79,51
4	102,02	113,93	147,80	38,51	73,92	94,60
5	108,74	122,61	154,92	44,62	87,69	116,01
6	113,47	127,21	167,44	45,36	88,46	126,34
7	118,83	131,86	174,13	25,98	52,43	132,29
8	124,32	136,71	186,49	51,26	98,13	134,43
9	142,00	164,87	337,56	32,65	61,40	142,67
10	139,48	153,59	208,74	28,43	54,16	155,35



**Figura 4.103.** Evolución de los parámetros de fuerza en el mecanizado de titanio en el stack Ti/CFRP.



**Figura 4.104.** Evolución de los parámetros de fuerza en el mecanizado de CFRP en el stack Ti/CFRP.

Sin embargo, la fuerza máxima si sigue una tendencia creciente mostrando un incremento de un 64%. Como se observa en la Figura 4.105, los valores máximos se encuentran en la entrada del material, pudiendo ser debido a dos motivos: Por un lado, puede encontrarse relacionada con los esfuerzos provocados por el material que se ha adherido a los filos de corte durante la mecanizado de la aleación de titanio y que se desprende al inicio del corte de CFRP. Por otro lado, puede ser debido a que el cambio de parámetros se produce justo en la intercara de ambos materiales, siendo posible que, debido al incremento de temperatura y fuerzas de corte, exista una fina lámina de titanio que haya sido extruida sobrepasando los límites del espesor de la plancha, y que se mecaniza al inicio de la operación final con los parámetros de CFRP.

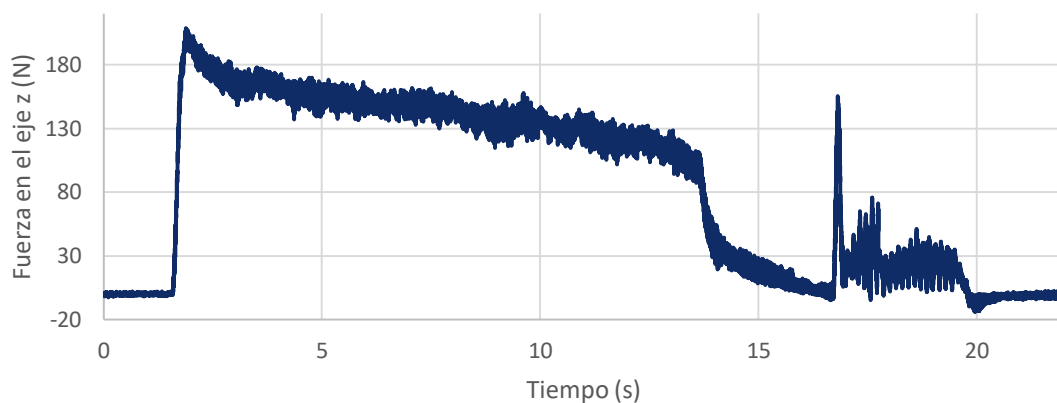


Figura 4.105. Señal de fuerza durante el agujero 10 del stack Ti/CFRP.

En la Figura 4.106. , Figura 4.107 y Figura 4.108 se muestra una comparativa entre los valores de fuerza obtenidos durante el mecanizado de la aleación de titanio de forma individual y en el stack Ti/CFRP. En estas gráficas se muestran los valores para los agujeros 1, 3, 7 y 10.

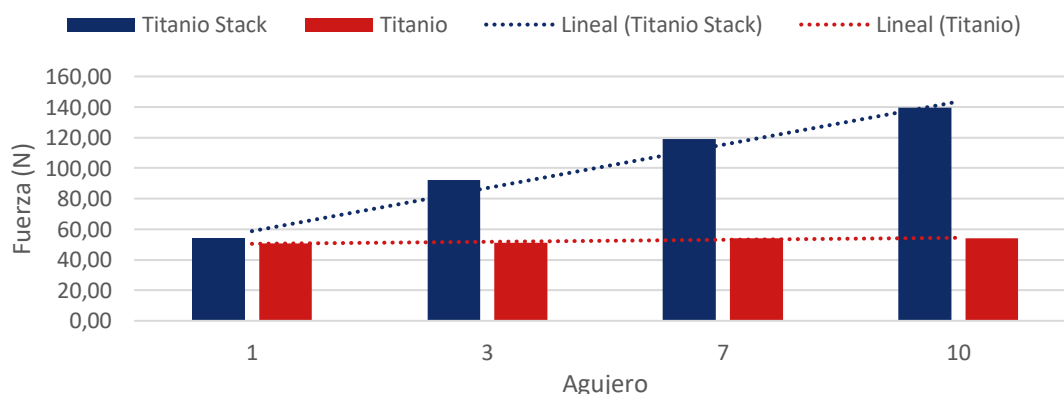
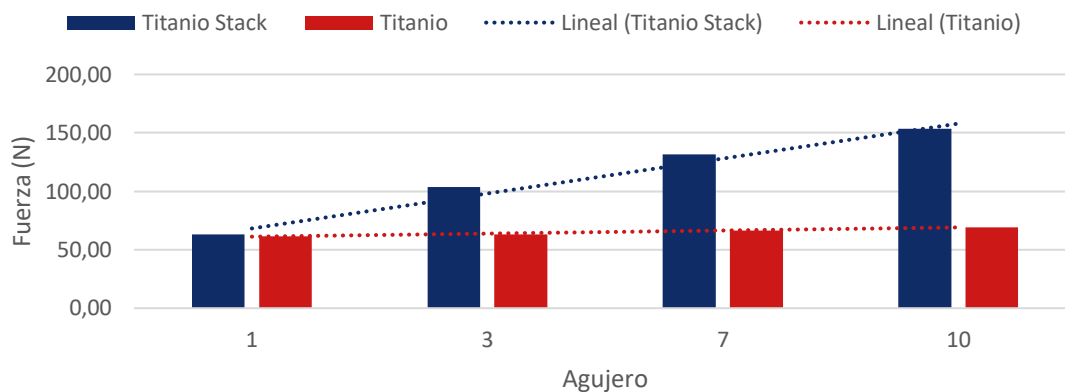
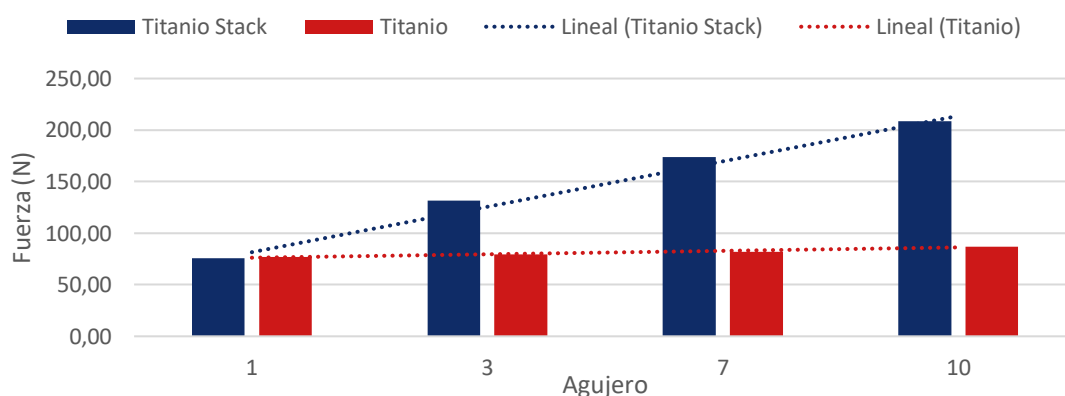


Figura 4.106. Comparación de los valores de fuerza promedio en el mecanizado de titanio de forma individual y en stack Ti/CFRP.



**Figura 4.107.** Comparación de los valores de fuerza evolutiva en el mecanizado de titanio de forma individual y en stack Ti/CFRP.



**Figura 4.108.** Comparación de los valores de fuerza máxima en el mecanizado de titanio de forma individual y en stack Ti/CFRP.

Lo primero que puede observarse en las gráficas es que los valores para el primer agujero son muy similares. Además, se observa una gran diferencia entre el incremento de las fuerzas cuando se taladra de forma individual o en stack. Este incremento es debido principalmente al desgaste erosivo que sufre la herramienta durante el mecanizado de CFRP. La pérdida de capacidad de corte por parte de los filos de la herramienta afecta directamente a la fuerza ejercida durante el corte, la temperatura, y formación de rebaba, e indirectamente al diámetro final.

En la **Figura 4.109.**, **Figura 4.110** y **Figura 4.111.**, se muestra una comparativa entre los valores de fuerza obtenidos durante el mecanizado de CFRP de forma individual y en el stack Ti/CFRP. En estas gráficas se muestran los valores para los agujeros 1, 3, 7 y 10.

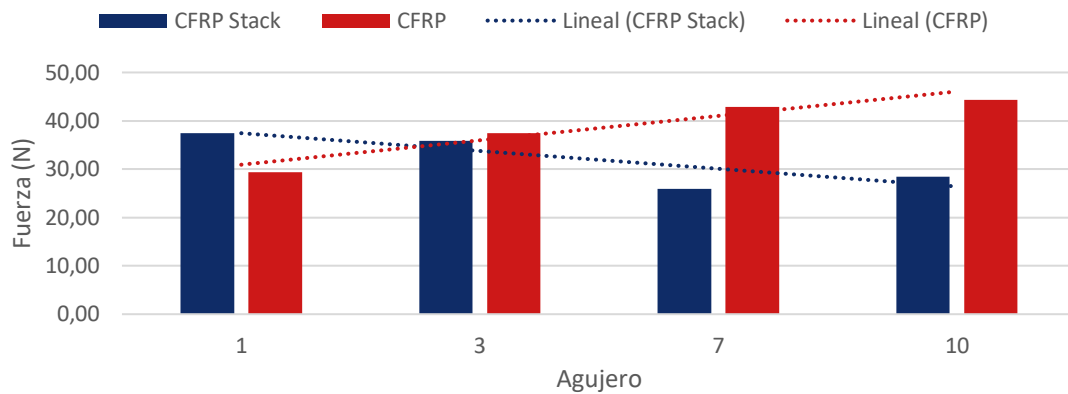


Figura 4.109. Comparación de los valores de fuerza promedio en el mecanizado de CFRP de forma individual y en stack Ti/CFRP.

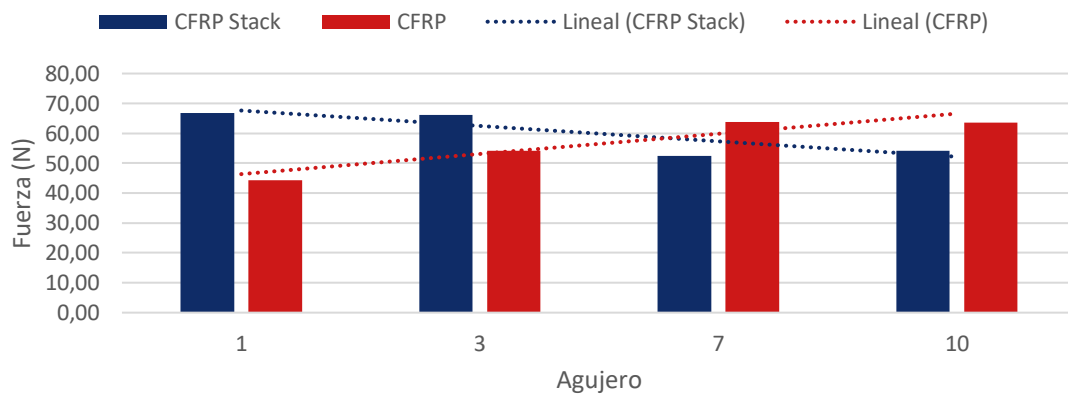


Figura 4.110. Comparación de los valores de fuerza evolvente en el mecanizado de CFRP de forma individual y en stack Ti/CFRP.

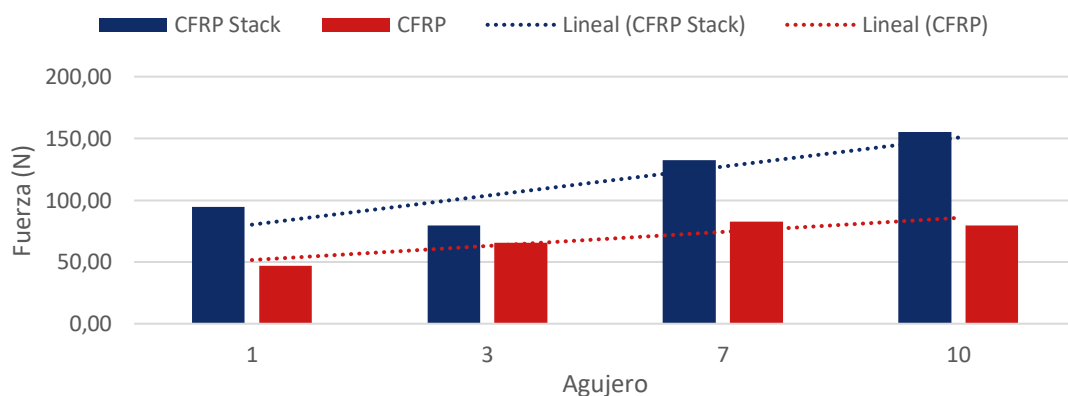


Figura 4.111. Comparación de los valores de fuerza máxima en el mecanizado de CFRP de forma individual y en stack Ti/CFRP.

Lo primero que puede observarse es que, para todos los parámetros, el valor obtenido para el agujero inicial en el CFRP mecanizado en stack es superior al valor obtenido al mecanizarse en stack. En cuanto a las tendencias, los valores de las fuerzas promedio y fuerza evolvente se cruzan entre el agujero 3 y 7, mostrando una tendencia

creciente en el mecanizado de CFRP de forma individual y decreciente cuando se mecaniza en stack. Como se mostró anteriormente el aumento de la fuerza al mecanizar CFRP es debido a la pérdida de capacidad de corte por parte de la herramienta, que sufre un desgaste erosivo severo reflejado en redondeo de las aristas de la herramienta. Sin embargo, a pesar que como se ha mostrado anteriormente el desgaste aumenta durante el mecanizado del stack, la temperatura que se alcanza durante el fresado de titanio reblandece la resina reduciendo la resistencia al avance de la herramienta.

En el caso de la fuerza máxima, ambas tendencias muestran un incremento con respecto al número de agujeros, y aunque esté es más acusado en el mecanizado del stack. Estos valores pueden reafirmar la hipótesis anterior que

#### 4.5.2. Configuración CFRP/Ti6Al4V

Tras la realización de los ensayos sobre los materiales de manera individual, y del stack en la configuración Ti/CFRP, se pasó a la realización del mecanizado en el orden inverso CFRP/Ti.

Para la realización de los ensayos de mecanizado en esta última etapa se empleó la misma disposición, posicionando la capa de fibra de vidrio hacia el exterior siendo el primer material a mecanizar por la herramienta. De esta forma realiza la función de disminución de delaminación. Los ensayos se programan para la realización de diez agujeros empleando los parámetros que mejores resultados han mostrado en las fases previas y que se resumen en la Tabla 4.67. La realización del cambio de parámetros se realizó en la intercara entre ambos materiales, donde tras alcanzar la cota de 5 milímetros de espesor se realizó una interpolación circular completa antes de cambiar los parámetros de mecanizado y continuar sobre el material de titanio.

**Tabla 4.67.** Parámetros de mecanizado en función del material para el mecanizado de stack.

Material	V <sub>c</sub>	f <sub>zt</sub>	f <sub>za</sub>	Sentido de giro
CFRP	150	0,03	0,003	Oposición
Ti	80	0,015	0,001	Concordancia

En esta configuración solo fue posible la realización de tres agujeros, punto en el que se detuvo el ensayo debido al mal estado de la herramienta. Este acelerado desgaste se debe a una combinación de factores. Por un lado, el inicio sobre material compuesto genera un desgaste abrasivo que se traduce en una mayor fuerza al alcanzar la aleación de titanio. La temperatura inicial al alcanzar la aleación de titanio junto con la mayor fuerza necesaria para producir el corte, conducen a un aumento de la temperatura a lo que hay que añadir la mayor dificultad de evacuación de calor debido a la profundidad a la que se encuentra.

Siendo el titanio el material que mayor calor genera durante el corte, al realizar las operaciones fresado helicoidal en el sentido contrario se facilitaba la evacuación de calor y desalajo de la viruta. Al mismo tiempo se logra que, al alcanzar el material compuesto,

la temperatura generada previamente reblandece la resina y facilita el corte. También es posible que los mecanismos de adhesión observados generen una protección adicional a los filos de corte, conduciendo a una reducción de los filos de corte por los efectos abrasivos.

Los resultados de evaluación superficial se muestran en la Tabla 4.68. Estos resultados muestran como desde el primer agujero los valores de calidad superficial son superiores a los valores obtenidos en cualquier configuración anterior.

**Tabla 4.68.** Resultados de calidad superficial en el fresado helicoidal de stack Ti/CFRP ( $\mu\text{m}$ ).

Configuración CFRP-Ti. Calidad superficial Ra ( $\mu\text{m}$ )						
Agujero	CFRP 0°	CFRP 180°	CFRP Promedio	TI 0°	Ti 180°	Ti Promedio
1	2,20	3,29	2,75	1,94	2,56	2,25
2	7,65	8,89	8,27	-	-	-
3	7,85	8,68	8,27	-	-	-

Los valores del primer agujero de CFRP muestran un valor medio de 2,75  $\mu\text{m}$ , mientras que en el mecanizado del material de forma individual empleando los mismos parámetros fueron de 0,73  $\mu\text{m}$ . Como ya se indicaba en [26], durante la conducción de la viruta de titanio hacia el exterior se puede dañar la fibra, afectando a su calidad superficial final.

Por su parte, el titanio muestra un valor de 2,25  $\mu\text{m}$ , también muy superior al encontrado en el mecanizado de forma individual 0,4  $\mu\text{m}$ . Este incremento de valor se debe a que la herramienta sufre un desgaste abrasivo durante el fresado de CFRP antes de alcanzar la aleación de titanio. Este desgaste provoca la pérdida de capacidad de corte por parte de los filos de corte conduciendo a un incremento de las fuerzas y la temperatura que se traducen en peores resultados en términos de calidad.

Los valores de fuerza se muestran en la Tabla 4.69, y la evolución de las fuerzas promedio durante el ensayo se muestran en la Figura 4.112 (durante la realización del primer agujero no fue posible adquirir la señal al alcanzar el titanio).

**Tabla 4.69.** Valores de fuerza durante el ensayo de fresado helicoidal de stack CFRP/Ti.

Agujero	Fz (media)		Fz(envolvente)		Fz(máximo)	
	Fz (CFRP)	Fz(Ti)	Fz (CFRP)	Fz(Ti)	Fz (CFRP)	Fz(Ti)
1	27,56		43,30		52,72	
2	37,01	135,23	55,13	160,28	63,25	269,69
3	40,25	130,06	63,65	150,96	71,32	265,05

La programación de los ensayos está diseñada para realizar el cambio a una profundidad de 5 milímetros, donde como puede apreciarse en la gráfica de fuerza, parece que aún no se habían terminado de cortar las últimas 2 capas de fibra, lo que supone un espesor de aproximadamente 0,4 milímetros. Esta ligera desviación puede ser debida a un error en el decalaje de la herramienta y pieza o ligeras desviaciones en el espesor del material.

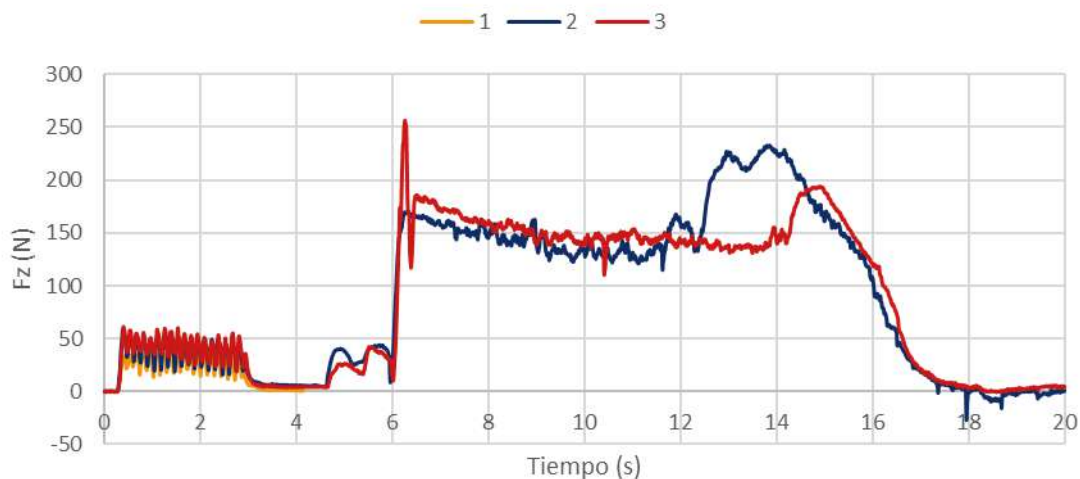


Figura 4.112. Evolución de la fuerza promedio durante la realización del mecanizado de stack CFRP/Ti.

En la Figura 4.113 se muestran los valores de fuerza promedio durante el fresado helicoidal de la aleación de titanio en las diferentes configuraciones para el agujero número 3. Como puede observarse el valor más bajo se encuentra cuando este material se mecaniza por separado, poniendo de manifiesto el efecto que el desgaste abrasivo del CFRP tiene sobre la herramienta y por ende sobre las fuerzas de corte al entrar en contacto con el titanio.

Los valores más altos se encuentran en la configuración CFRP/Ti, donde desde el inicio la herramienta sufre un desgaste abrasivo.

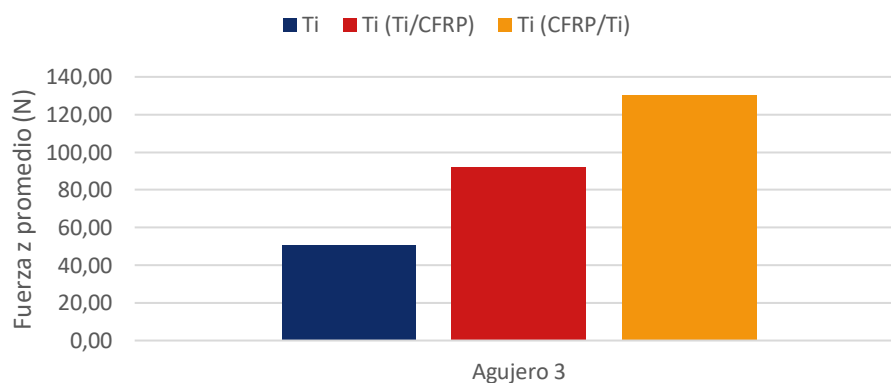


Figura 4.113. Comparación de la fuerza promedio en el mecanizado de titanio en las diferentes configuraciones.

En la Figura 4.114 se muestran los valores de fuerza promedio para el CFRP en las diferentes configuraciones. En esta gráfica se observa que los valores más bajos se encuentran el mecanizado en stack Ti/CFRP donde la temperatura que se alcanza antes de llegar al material compuesto reblandece la resina y facilita el corte. Sin embargo, los valores más altos se encuentran en la configuración CFRP/Ti, donde como se ha explicado anteriormente, se sucede una combinación de factores que agrava y acelera el desgaste de la herramienta.

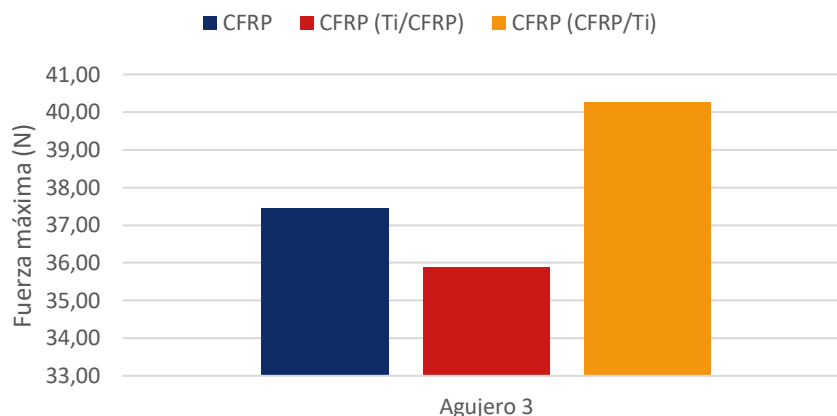


Figura 4.114. Comparación de la fuerza máxima en el mecanizado de CFRP en las diferentes configuraciones.

En términos de calidad dimensional, solo se pudieron realizar medidas en el agujero inicial. Los valores de diámetro se muestran en la Tabla 4.70.

La evaluación dimensional sobre el CFRP muestra un valor ligeramente superior a los obtenidos en las fases previas. Este ligero incremento, puede de nuevo estar producido por el efecto de la evacuación de la viruta de titanio a alta temperatura hacia el exterior, provocando el empeoramiento de la calidad superficial y aumento del diámetro.

El valor dimensional del titanio se encuentra muy próximo al valor programado. Hay que recordar, que en el ensayo sobre la aleación de titanio de forma individual se encontraron valores ligeramente superiores al programado, y que en el mecanizado de stack Ti/CFRP mostro una tendencia decreciente que se asoció al efecto de la temperatura, aproximadamente a partir del agujero número 5. Podría deducirse por lo titanio, que la temperatura ha jugado un importante papel.

Tabla 4.70. Valores de diámetro en el fresado helicoidal del stack CFRP/Ti.

Calidad dimensional CFRP/Ti. Diámetro (mm)							
CFRP 0°	CFRP 180°	CFRP (promedio)	Diferencia CFRP	Ti 0°	Ti 180°	Ti (promedio)	Ti (promedio)
6,4	6,402	6,401	0,051	6,348	6,348	6,348	-0,002

En la Tabla 4.71 se muestran imágenes a la entrada y salida de la aleación de titanio. De estas imágenes se pueden destacar, por un lado, la elevada formación de rebaba producida, y por otro, los restos de resina dañada térmicamente que han quedado sobre la aleación de titanio desde el agujero inicial, signo de la temperatura alcanzada.



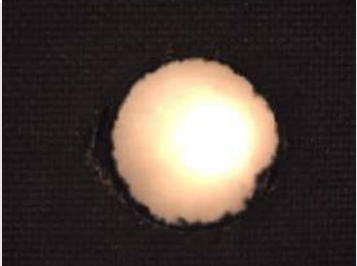

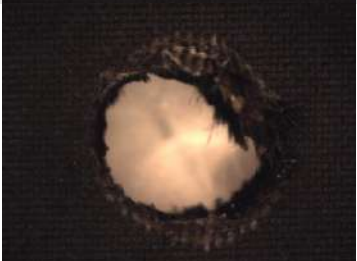

Por último, en la Tabla 4.72 se muestran las imágenes a la entrada y salida del material de CFRP. En ellas se puede apreciar una rápida pérdida de la capacidad de corte de las herramientas, evidenciándose en la cantidad de fibra sin cortar que queda a la entrada de los agujeros. Adicionalmente, también puede apreciarse el deterioro de la resina en el contorno de cara en contacto con la aleación de titanio, mostrando los daños térmicos sufrido, signo de las altas temperaturas alcanzadas.



**Tabla 4.71.** Imágenes de la entrada y salida de la herramienta sobre la aleación de titanio.

Agujero	Entrada		Salida
1			
2			
3			

**Tabla 4.72.** Imágenes de la entrada y salida de la herramienta sobre el material compuesto CFRP.

Agujero	Entrada		Salida
1			
2			
3			

#### **4.5.2.1. Resumen de los ensayos de fresado helicoidal sobre stacks de estructuras híbridas**

La configuración del apilado ha mostrado tener una importante repercusión sobre los resultados, donde la configuración CFRP/Ti ha mostrado un desgaste de herramienta mucho más acelerado conduciendo a peores calidades de agujero en un corto periodo de tiempo.

La configuración Ti/CFRP ha mostrado mejores resultados, consiguiendo finalizar los ensayos programados.

En términos de calidad, se han encontrado valores de rugosidad superficial son superiores a los obtenidos en el mecanizado de los materiales de forma individual, asociándose principalmente al desgaste y evacuación del material mecanizado. A pesar de esto, todos los valores se encuentran por debajo de los requerimientos aeronáuticos.

El parámetro de calidad dimensional ha mostrado una gran estabilidad en el CFRP, mientras que se ha podido observar una tendencia decreciente en la aleación de titanio. Esta tendencia decreciente se ha asociado al incremento de la temperatura durante el mecanizado, provocando dilataciones en el material que desembocan en desviaciones dimensionales.

La altura de rebaba a la salida del agujero es un parámetro determinante, donde debido a la configuración del apilado, el material compuesto hace de respaldo disminuyendo este defecto. A pesar de esto, se ha encontrado un rápido incremento en este defecto, asociándose al desgaste de la herramienta que provoca mayores esfuerzos de corte y un incremento de la temperatura. El efecto de soporte del material compuesto sobre este evita que siga creciendo y termina por limitar su altura.

Sin embargo, se ha podido comprobar como este valor ha seguido aumentando en la entrada del agujero evidenciando la pérdida de capacidad de corte de los filos de la herramienta debido al desgaste de la misma.

La pérdida de capacidad de corte de la herramienta también se ve reflejada en la delaminación provocada sobre el CFRP. La delaminación muestra una clara tendencia creciente, donde los daños térmicos en la intercara dificultan su evaluación.

La evaluación de las herramientas ha revelado los principales mecanismos de desgaste que se producen durante el mecanizado de cada uno de los materiales. La comparativa de desgaste de las herramientas en las diferentes configuraciones pone de manifiesto el desgaste adhesivo que sufre durante el mecanizado de titanio, y el efecto erosivo de la fibra sobre los filos de corte.

El análisis de fuerzas ha revelado que, tras el primer agujero, todos los parámetros de fuerza siguen una tendencia creciente durante el mecanizado de titanio, mientras que la tendencia es decreciente en la fibra. Estas tendencias no son las observadas en el mecanizado de los materiales de forma individual, donde en el caso del titanio se mantenía estable, mientras que en CFRP seguía una tendencia creciente.

Esto cambios se explican desde el punto de vista del desgaste y la temperatura generada, donde los efectos erosivos de la fibra tienen una fuerte repercusión en las fuerzas que se generan durante el fresado de titanio, y a su vez, las elevadas fuerzas de titanio provocan un aumento de temperatura que reblandece la resina reduciendo su resistencia al avance de la herramienta.

Los resultados de los ensayos sobre la configuración CFRP/Ti no han permitido concluir los ensayos programados. El rápido desgaste de la herramienta obligo a dar por concluidos los ensayos durante la realización del tercer agujero.

Este desgaste se ha asociado a una combinación de factores termomecánicos. El inicio del mecanizado sobre material compuesto genera un desgaste abrasivo que conduce a la necesidad de una mayor fuerza para producir el corte en la aleación de titanio. Al mismo tiempo, cuando se alcanza el titanio, la herramienta proviene con una temperatura inicial que, junto el aumento de fuerza necesaria, conducen a rápido incremento de la temperatura que acelera los mecanismos de desgaste.

A esto, hay que añadir la mayor dificultad de evacuación de calor debido a la profundidad a la que se encuentra, y que como se ha mostrado en capítulos anteriores debido a la baja conductividad térmica del material juega un papel de crucial importancia.

#### 4.6. Bibliografía consultada

1. ASME SB-265 Grade R56400 - Aleación Alfa-Beta - Matmatch Available online: <https://matmatch.com/es/materials/mamavsmmp019-asme-sb-265-grade-r56400> (accessed on 4 January 2022).
2. Li, H.; He, G.; Qin, X.; Wang, G.; Lu, C.; Gui, L. Tool Wear and Hole Quality Investigation in Dry Helical Milling of Ti-6Al-4V Alloy. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2014, 71, 1511–1523, doi:10.1007/s00170-013-5570-0.
3. Olvera, D.; de Lacalle, L.N.L.; Urbikain, G.; Lamikiz, A.; Rodal, P.; Zamakona, I. Hole Making Using Ball Helical Milling on Titanium Alloys. *Machining Science and Technology* 2012, 16, 173–188, doi:10.1080/10910344.2012.673958.
4. Sun, D.; Keys, D.; Jin, Y.; Malinov, S.; Zhao, Q.; Qin, X. Hole-Making and Its Impact on the Fatigue Response of Ti-6Al-4V Alloy. *Procedia CIRP* 2016, 56, 289–292, doi:10.1016/j.procir.2016.10.085.
5. Qin, X.; Gui, L.; Li, H.; Rong, B.; Wang, D.; Zhang, H.; Zuo, G. Feasibility Study on the Minimum Quantity Lubrication in High-Speed Helical Milling of Ti-6Al-4V. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing* 2012, 6, 1222–1233, doi:10.1299/jamdsm.6.1222.
6. Mohn, W.R.; Bergh, M.R.V.D.; Slawson, T.; Mamon, O.L.; Buck, M.E.; Plank, D.; Wood, R.; Koster, W.P.; Gurganus, T.B. *ASM Handbook - Machining Process*; ISBN 978-0-87170-022-3.

7. Qin, X. Da; Sun, X.T.; Wang, Q.; Chen, S.M.; Li, H. Comparative Study on Helical Milling and Drilling of Ti-6Al-4V. *Key Engineering Materials* 2012, 499, 200–204, doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.499.200.
8. Zhou, L.; Dong, H.; Ke, Y.; Chen, G. Analysis of the Chip-Splitting Performance of a Dedicated Cutting Tool in Dry Orbital Drilling Process. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2017, 90, 1809–1823, doi:10.1007/s00170-016-9496-1.
9. Brinksmeier, E.; Fangmann, S. *Burrs - Analysis, Control and Removal*; Aurich, J.C., Dornfeld, D., Eds.; Springer Berlin Heidelberg: Berlin, Heidelberg, 2010; ISBN 978-3-642-00567-1.
10. Dornfeld, D. a.; Kim, J.S.; Dechow, H.; Hewson, J.; Chen, L.J. Drilling Burr Formation in Titanium Alloy, Ti-6Al-4V. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 1999, 48, 73–76, doi:10.1016/S0007-8506(07)63134-5.
11. Denkena, B.; Boehnke, D.; Dege, J.H. Helical Milling of CFRP-Titanium Layer Compounds. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 2008, 1, 64–69, doi:10.1016/j.cirpj.2008.09.009.
12. Wooster, W.A.; Macdonald, G.L. Smears of Titanium Metal. *Nature* 1947, 160, 260–260, doi:10.1038/160260a0.
13. Cantero, J.L.; Tardío, M.M.; Canteli, J.A.; Marcos, M.; Miguélez, M.H. Dry Drilling of Alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2005, 45, 1246–1255, doi:10.1016/j.ijmachtools.2005.01.010.
14. Hourmand, M.; Uddin, M.S.; Sarhan, A.A.D. Processing of Titanium by Machining: A Closer Look Into Performance Metrics in Bio-Fabrications. In *Reference Module in Materials Science and Materials Engineering*; Elsevier, 2017; p. B9780128035818105000 ISBN 978-0-12-803581-8.
15. Fernández-Vidal, S.R.; Mayuet, P.; Rivero, A.; Salguero, J.; Del Sola, I.; Marcos, M. Analysis of the Effects of Tool Wear on Dry Helical Milling of Ti6Al4V Alloy. *Procedia Engineering* 2015, 132, 593–599, doi:10.1016/j.proeng.2015.12.536.
16. Ponce, M.B. Caracterización de los mecanismos de adhesión secundaria y su influencia en el desgaste de herramientas de corte. Aplicación al mecanizado en seco de aleaciones ligeras. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2013.
17. Qin, X.; Zhang, X.; Li, H.; Rong, B.; Wang, D.; Zhang, H.; Zuo, G. Comparative Analyses on Tool Wear in Helical Milling of Ti-6Al-4V Using Diamond-Coated Tool and TiAlN-Coated Tool. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing* 2014, 8, JAMDSM0004–JAMDSM0004, doi:10.1299/jamdsm.2014jamdsm0004.
18. Qin, X.; Gui, L.; Li, H.; Rong, B.; Wang, D.; Zhang, H.; Zuo, G. Feasibility Study on the Minimum Quantity Lubrication in High-Speed Helical Milling of Ti-6Al-4V. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing* 2012, 6, 1222–1233, doi:10.1299/jamdsm.6.1222.
19. Caggiano, A. Machining of Fibre Reinforced Plastic Composite Materials. *Materials* 2018, 11, 442, doi:10.3390/ma11030442.
20. Wang, H.Y.; Qin, X.D. Hole Quality Analysis in Helical Milling of CFRP. *AMM* 2014, 556–562, 515–518, doi:10.4028/www.scientific.net/AMM.556-562.515.
21. Lopresto, V.; Langella, A.; Caprino, G.; Durante, M.; Santo, L. Conventional Orthogonal Cutting Machining on Unidirectional Fibre Reinforced Plastics. *Procedia CIRP* 2017, 62, 9–14, doi:10.1016/j.procir.2016.07.036.

22. He, G.; Li, H.; Jiang, Y.; Qin, X.; Zhang, X.; Guan, Y. Helical Milling of CFRP/Ti-6Al-4V Stacks with Varying Machining Parameters. *Transactions of Tianjin University* **2015**, *21*, 56–63, doi:10.1007/s12209-015-2360-9.
23. Wang, H.; Qin, X.; Li, H.; Tan, Y. A Comparative Study on Helical Milling of CFRP/Ti Stacks and Its Individual Layers. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **2016**, *86*, 1973–1983, doi:10.1007/s00170-015-8296-3.
24. Zhou, L.; Ke, Y.; Dong, H.; Chen, Z.; Gao, K. Hole Diameter Variation and Roundness in Dry Orbital Drilling of CFRP/Ti Stacks. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **2016**, *87*, 811–824, doi:10.1007/s00170-016-8528-1.
25. Uhlmann, E.; Richarz, S.; Sammler, F.; Hufschmied, R. High Speed Cutting of Carbon Fibre Reinforced Plastics. *Procedia Manufacturing* **2016**, *6*, 113–123, doi:10.1016/j.promfg.2016.11.015.
26. Alonso Pinillo, U.; Girota Mata, F.; Polvorosa Teijeiro, R.; Lopez De La Calle Marcaide, L.N. Taladrado de materiales compuestos: problemas, prácticas recomendadas y técnicas avanzadas. *DYNAlI* **2017**, *92*, 188–193, doi:10.6036/8106.

## **Capítulo 5. Conclusiones y líneas futuras**

El presente trabajo de investigación se ha llevado a cabo sobre la base de un objetivo encaminado hacia la aplicación de estrategias de fresado helicoidal en estructuras híbridas de titanio y material compuesto de fibra de carbono. En el camino hacia la implementación de estas estrategias se ha realizado un análisis y estudio de la influencia de los parámetros cinemáticos de mecanizado sobre los indicadores de calidad de los agujeros, así como una evaluación del desgaste de las herramientas y el control del proceso a través de señales de fuerzas generadas durante el mismo.

Este estudio tiene una fuerte componente experimental, sobre la que se sustentan las principales conclusiones, que se han llevado a cabo en primer lugar sobre los materiales de estudio de forma individual, finalizando en las operaciones de fresado helicoidal sobre las estructuras híbridas.

En cada capítulo se han ido estableciendo conclusiones particulares, por lo que en el presente capítulo se presentan las principales conclusiones de la investigación desarrollada, así como las líneas que quedan abiertas para su continuación futura.

### **5.1. Conclusiones**

De lo recogido en los capítulos precedentes, fruto del estudio, experimentación y análisis y tratamiento de los datos obtenidos, pueden extraerse las siguientes conclusiones.

1. Las tendencias en el sector aeronáutico indican que las aleaciones de titanio y material compuesto seguirán aumentando en los próximos años, encontrándose en muchas ocasiones en forma de apilados combinando sus propiedades y formando las denominadas estructuras híbridas.

2. A la dificultad existente del mecanizado de estos materiales de forma individual, se añade el hecho de que las tendencias actuales van dirigidas al taladrado en la posición final de montaje, donde estos materiales deben taladrarse al mismo tiempo, generándose un nuevo reto.
3. Las operaciones de taladrado axial no resultan eficientes en el mecanizado de stacks metal/compuesto.
4. Estrategias de taladrado alternativas, como el fresado helicoidal, han generado un gran interés. Características como la flexibilidad, la reducción de fuerzas de corte y mayor eficiencia de evacuación del calor, posicionan a esta estrategia como una de las más prometedoras.
5. Se ha detectado en la bibliografía gran discrepancia entre la nomenclatura y tipo de parámetros empleados para definir el fresado helicoidal. En esta Tesis se recomienda el uso de "fresado helicoidal" para su designación, entendiéndose que se ajusta con mayor exactitud al tipo de proceso que se realiza.
6. Se ha puesto de manifiesto la dificultad que conlleva la recopilación de información relacionada con los parámetros de mecanizado en el fresado helicoidal. La falta de unificación en la definición de parámetros supone un importante obstáculo a la hora su estudio y comparación de resultados.
7. Para la definición de la cinemática del proceso se ha empleado la velocidad de corte " $V_c$ ", avance tangencial " $f_{zt}$ " y axial " $f_{za}$ " definidos en milímetros por diente y el sentido de mecanizado (concordancia u oposición).
8. También se ha mostrado la dificultad que conlleva la evaluación de algunos de los defectos de especial importancia, como la delaminación y formación de rebabas, sin embargo, se han generado procedimientos para su evaluación y cuantificación que garantiza la fiabilidad, repetitividad, reproducibilidad y trazabilidad de las mediciones obtenidas.

### **Conclusiones en el fresado helicoidal de la aleación Ti6Al4V**

9. Los ensayos sobre la aleación de titanio han mostrado como el parámetro cualitativo "sentido de giro" tiene una gran influencia sobre los resultados obtenidos, poniendo de manifiesto que el sentido de mecanizado en concordancia genera superficies con mejor calidad superficial.
10. En términos de diámetro, se han encontrado desviaciones positivas y negativas respecto al nominal, siendo el avance axial el parámetro con mayor influencia, en los que valores altos conducen a mayores diámetros. Los resultados comparativos entre mecanizado en concordancia y oposición han mostrado un efecto sinérgico entre los parámetros de mecanizado para esta respuesta, con agujeros superiores al nominal.
11. La velocidad de corte es el factor más influyente en la formación de rebaba, donde velocidades más altas presentan mayor formación de rebaba, debido a una mayor temperatura en el proceso.
12. A través de tratamientos estadísticos basados en el análisis de la varianza, se han determinado que los parámetros de corte que mejor resultado proporcionan en términos de desviaciones de diámetro, calidad superficial y altura de rebaba son  $V_c = 80$  m/min,  $f_{zt} = 0,015$  mm/diente,  $f_{za} = 0,001$  mm/diente y sentido de mecanizado en concordancia.

13. Con los parámetros de corte anteriores, se han realizado ensayos de larga duración, de hasta 72 agujeros, cifra que dobla la vida de las herramientas de taladrado axial para el diámetro considerado. No obstante, cabe destacar que dentro de este rango, las variables de calidad estaban dentro de los requerimientos aeronáuticos, por lo que la vida de las herramientas es superior a la cifra indicada.
14. La calidad superficial de los agujeros en ensayos de larga duración se ha mostrado muy estable hasta alcanzados los 50 agujeros, a partir del cual se sufre un rápido empeoramiento debido al efecto del mecanismo de desgaste por adhesión en las herramientas. A pesar de esto, los valores se encuentran por debajo de los límites admisibles establecidos en el sector aeronáutico para aleaciones metálicas.
15. En términos de diámetro, los ensayos de larga duración han mostrado unas desviaciones muy bajas, encontrándose todos los valores entre 6,359 y 6,351 mm.
16. La rebaba a la salida ha sido prácticamente despreciable, tal y como se esperaba como beneficio del uso del proceso helicoidal. La altura de rebaba no se ha visto afectada por el desgaste de la herramienta, encontrándose en todos los casos por debajo de los 10  $\mu\text{m}$ . No obstante, al aumentar el número de agujeros comienza a apreciarse una importante formación de rebaba a la entrada del agujero, debido a la pérdida de capacidad de corte.
17. El análisis del desgaste ha permitido observar el principal mecanismo de desgaste que se produce durante el mecanizado estas aleaciones, la adhesión secundaria.
18. El análisis de fuerzas ha mostrado una gran coherencia con los resultados en términos de calidad superficial. La fuerza axial promedio se ha mostrado muy estable y sensible a los cambios producidos por el mecanismo de desgaste de adhesión secundaria sobre la herramienta, con alta relación con la calidad superficial.
19. La fuerza axial máxima ha mostrado su capacidad para detectar cambios puntuales que han sido asociados con la pérdida de material en el filo de la herramienta y que podría acelerar el desgaste de las mismas, pudiendo ser un indicador para el desarrollo de sistemas de toma de decisión de cambio de herramienta.

### **Conclusiones en el fresado helicoidal de CFRP**

20. En términos de calidad superficial, se ha puesto de manifiesto que las zonas de evaluación tienen una gran repercusión sobre los resultados debido a la anisotropía del material y los mecanismos de corte que suceden.
21. Los valores de diámetro han mostrado una gran estabilidad entre sus mediciones, encontrando en el caso más desfavorable una diferencia de 7  $\mu\text{m}$ .
22. El parámetro con mayor influencia sobre el diámetro es el avance axial, donde los mayores diámetros se generan con las velocidades de avance más bajas. No obstante, el desgaste abrasivo que sufren las herramientas con su tiempo de uso muestra una tendencia decreciente sobre valor nominal de diámetro, asociándose con la deducción de diámetro de corte de la herramienta.
23. El factor de delaminación ha mostrado tendencia creciente con el número de agujeros realizados, reflejando su alta dependencia con la pérdida de capacidad de corte por el desgaste de la herramienta.
24. El análisis de la herramienta ha permitido detectar que el principal mecanismo de desgaste es el abrasivo, provocado por la propia naturaleza abrasiva de las fibras



de carbono, y que a su vez conlleva a una pérdida progresiva de material en los filos de corte.

25. Se ha comprobado que valores de avance axial bajos conducen a un incremento del desgaste, debido a un mayor tiempo de exposición al mecanismo de abrasión.
26. El análisis de la evolución de las fuerzas permite conocer el desgaste sufrido por la herramienta. Así, la relación entre desgaste, delaminación y fuerzas de corte permitiría emplear estas últimas como señal de monitorización para predecir este defecto.

### **Conclusiones en el fresado helicoidal de apilados CFRP/Ti6Al4V y Ti6Al4V/CFRP**

27. La configuración del apilado (compuesto/metal o viceversa) ha mostrado tener una importante repercusión sobre los resultados.
28. En la configuración CFRP/Ti se ha detectado un rápido desgaste de la herramienta, finalizando en el fallo catastrófico de la misma tras tres agujeros. Este hecho se asocia a una combinación de factores termo-mecánicos, iniciado por un desgaste abrasivo, elevados esfuerzos y mayor dificultad de disipación de calor, que conducen a un acelerado desgaste.
29. En términos de calidad superficial, se han obtenido valores 2,75  $\mu\text{m}$  en CFRP y 2,25  $\mu\text{m}$  en la aleación de titanio. Este incremento se asocia como consecuencia del desgaste de la herramienta en el caso de la aleación metálica y a daños producidos durante la extracción de la viruta el material compuesto.
30. Las desviaciones de diámetro han mostrado un valor nominal de 6,401 mm en CFRP, este incremento es debido a la interferencia durante la evacuación de la viruta de titanio. En la aleación de titanio se ha encontrado un valor de 6,348 mm, como consecuencia del efecto de la temperatura durante el proceso de corte.
31. En la configuración Ti/CFRP se facilita la evacuación de la viruta y se controlando de esta forma los efectos termo-mecánicos.
32. En términos de calidad superficial, se han obtenido valores de rugosidad promedio de 1,19  $\mu\text{m}$  en titanio y de 1,63  $\mu\text{m}$  en CFRP, por encima de los valores obtenidos en el mecanizado de los materiales de forma individual, pero muy por debajo de los requerimientos aeronáuticos.
33. Las desviaciones de diámetro sobre el nominal en CFRP ha mostrado una gran estabilidad, con una desviación máxima de +7  $\mu\text{m}$ . En cambio, en el titanio se da una tendencia decreciente, asociada a efectos térmicos, en el rango de +3 a -5  $\mu\text{m}$ .
34. En esta configuración (Ti/CFRP) se da un incremento de la altura de rebaba con el número de agujeros, asociado al incremento de temperatura provocado por el desgaste, corroborado este aspecto con el incremento de esfuerzos de corte. Se ha detectado un importante aumento de la formación de rebaba en la entrada del agujero, alcanzando valores por encima de 1 mm.
35. El desgaste de las herramientas conduce a un aumento de las temperaturas que se manifiestan como daños térmicos sobre el CFRP, en la intercara entre ambos materiales.
36. La delaminación ha mostrado tener una tendencia creciente tanto a la entrada como a la salida del agujero.
37. En la zona de la intercara se han detectado daños térmicos a partir del agujero número 5, signo del incremento de temperatura.

38. Los valores de fuerza en CFRP han mostrado su potencial como indicador del factor de delaminación en la fase previa. No obstante, solo la fuerza máxima sigue la tendencia de la delaminación en el mecanizado del stack.
39. La evaluación del desgaste ha puesto de manifiesto el desgaste por adhesión secundaria y desgaste por abrasión que sufren las herramientas en el mecanizado de estos materiales híbridos. Su comparación en las diferentes configuraciones evidencia la sinergia que existe cuando se mecanizan en stack.
40. El análisis de fuerzas ha mostrado una tendencia creciente durante el mecanizado de titanio, mientras que es decreciente en el CFRP. Estas tendencias no coinciden con las observadas en el mecanizado de los materiales por separado a individual, donde en el titanio se mantenían estables y en el CFRP eran crecientes. Esto parece ser debido al desgaste y la temperatura generada, donde los efectos erosivos de la fibra tienen repercusión en las fuerzas que se generan durante el fresado de titanio, y a su vez, las elevadas fuerzas en titanio provocan un aumento de temperatura que reblandece la resina, reduciendo su resistencia al avance de la herramienta.

## **5.2. Líneas futuras**

A partir de la investigación desarrollada, se han detectado líneas de trabajo futuras que no se han abordado dentro del alcance del trabajo, y que podrían ser de gran interés para la comunidad científico-técnica, destacándose las siguientes:

1. Ampliar el estudio empleando herramientas de WC-Co con menor tamaño de grano y con recubrimientos que mejoren su comportamiento ante los mecanismos de desgaste abrasivo y adhesivo.
2. Evaluar las ventajas del empleo de tecnologías de refrigeración limpias (MQL, y/o criogenia o vórtices) aplicadas de forma externa o interna a la herramienta.
3. Elaboración de modelos predictivos y adaptativos que empleen señales de fuerza como indicadores para la auto-regulación de los parámetros de corte, y que permitan garantizar el cumplimiento de los requisitos de calidad.
4. Ampliar el estudio cinemático, empleando nuevas variantes, como la utilización de trayectorias tronco-cónicas que permitan una mayor estabilidad en el corte, disminuyan las vibraciones y aprovechen mejor toda la longitud del filo de las herramientas.
5. Extrapolar el estudio a configuraciones más complejas de apilados, como las formadas por tres materiales disímiles (CFRP, Aluminio y Titanio).

## **Capítulo 6. Referencias bibliográficas**

- AENOR Norma UNE-EN ISO 4288:1998 Especificación Geométrica de Producto (GPS) Calidad Superficial: Método Del Perfil Reglas y Procedimientos Para La Evaluación Del Estado Superficial.
- AENOR. Norma UNE-EN ISO 6507-1:2018 Materiales Metálicos Ensayo de Dureza Vickers Parte 1: Método de Ensayo.
- Agarwal, H.; Amaranath, A.; Jamthe, Y.; Gururaja, S. An Investigation of Cutting Mechanisms and Strain Fields during Orthogonal Cutting in CFRPs. *Machining Science and Technology* 2015, 19, 416–439, doi:10.1080/10910344.2015.1051539.
- Agenda Sectorial Industria Aeronáutica. Available online: <https://industria.gob.es/es-es/Servicios/AgendasSectoriales/Agenda%20sectorial%20de%20la%20industria%20aeron%C3%A1utica/Agenda-sectorial-industria-aeronautica.pdf> (accessed on 20 August 2022)
- Ahmad, J. Introduction to Polymer Composites. In *Machining of Polymer Composites*; Springer US: Boston, MA, 2009; pp. 1–35.
- Ali, S.; Polytechnique, N.; Songmene, V.; Sup, T. Machining of Titanium Alloys - Book. *Zerspannung Der Titanwerkstoffe*. 2014, 29, 58–62, doi:10.1007/978-3-662-43902-9.
- Alonso Pinillo, U.; Girot Mata, F.; Polvorosa Teijeiro, R.; Lopez De La Calle Marcaide, L.N. Taladrado de materiales compuestos: problemas, prácticas recomendadas y técnicas avanzadas. *DYNAlI* 2017, 92, 188–193, doi:10.6036/8106.
- Álvarez, M.; Gómez, A.; Salguero, J.; Batista, M.; Huerta, M.M.; Marcos Bárcena, M. SOM-SEM-EDS Identification of Tool Wear Mechanisms in the Dry-Machining of

- Aerospace Titanium Alloys. *Advanced Material Research* 2010, 107, 77–82, doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.107.77.
- Álvarez, M.; Salguero, J.; Sánchez, J.A.; Huerta, M.; Marcos, M. SEM and EDS Characterisation of Layering TiO<sub>x</sub> Growth onto the Cutting Tool Surface in Hard Drilling Processes of Ti-Al-V Alloys. *Advances in Materials Science and Engineering* 2011, 2011, 1–10, doi:10.1155/2011/414868.
- ASME SB-265 Grade R56400 - Aleación Alfa-Beta - Matmatch Available online: <https://matmatch.com/es/materials/mamavsmmp019-asme-sb-265-grade-r56400> (accessed on 4 January 2022).
- Aurich, J.C. SpanSauber Untersuchung Zur Beherrschung Der Sauberkeit von Zerspanend Hergestellten Bauteilen. *Ergebnisworkshop, Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation, Technische Universität Kaiserslautern* 2006.
- B. Denkena, D. Nesper, M. Rehe, J.H.D. Process Force Prediction in Orbital Drilling of Process Force Prediction in Orbital Drilling of TiAl6V4. *Proceedings of the 9th International Conference on Advanced Manufacturing Systems and Technology (AMST'11)* 2016, 113–128.
- Beier, H.-M. *Handbuch Entgrattechnik: Wegweiser Zur Gratminimierung Und Gratbeseitigung Für Konstruktion Und Fertigung*; Hanser, 1999; ISBN 3-446-19583-1.
- Blotter, P.T.; Gillespie, L.K. The Formation and Properties of Machining Burrs. *Journal of Manufacturing Science Engineering* 1976, 98, 66–74.
- Brinksmeier, E.; Fangmann, S. Burr and Cap Formation by Orbital Drilling of Aluminum. In *Burrs-Analysis, Control and Removal*; Springer, 2010; pp. 31–45.
- Brinksmeier, E.; Fangmann, S. *Burrs - Analysis, Control and Removal*. 2010, 31–45, doi:10.1007/978-3-642-00568-8.
- Brinksmeier, E.; Fangmann, S.; Meyer, I. Orbital Drilling Kinematics. *Production Engineering* 2008, 2, 277–283, doi:10.1007/s11740-008-0111-7.
- Building a 747: 43 Days and 3 Million Fasteners: Available online: <file:///C:/Users/Fran/Zotero/storage/W9F2GMEA/102997.us.us.2.html> (Accessed on 21 August 2021)
- Caggiano, A. Machining of Fibre Reinforced Plastic Composite Materials. *Materials* 2018, 11, 442, doi:10.3390/ma11030442.
- Campbell, F.C.; *Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials*; Elsevier, 2011; ISBN 978-0-08-046235-6.

- Cantero, J.L.; Tardío, M.M.; Canteli, J.A.; Marcos, M.; Miguélez, M.H. Dry Drilling of Alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2005, 45, 1246–1255, doi:10.1016/j.ijmachtools.2005.01.010.
- CF & CFRP Market Global Forecast to 2025 | MarketsandMarkets. Available online: <https://www.marketsandmarkets.com/pdfdownloadNew.asp?id=416> (accessed on 17 November 2021).
- Chen, G.; Ren, C.; Zou, Y.; Qin, X.; Lu, L.; Li, S. Mechanism for Material Removal in Ultrasonic Vibration Helical Milling of Ti-6Al-4V Alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2019, 138, 1–13, doi:10.1016/j.ijmachtools.2018.11.001.
- Chen, L.; Zhang, K.; Cheng, H.; Qi, Z.; Meng, Q. A Cutting Force Predicting Model in Orthogonal Machining of Unidirectional CFRP for Entire Range of Fiber Orientation. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2017, 89, 833–846, doi:10.1007/s00170-016-9059-5.
- Chen, Q.L.; Chen, X.M.; Duan, Z.H.; Cun, W.Y. Research on Helical Milling Specialized Tool Based on Chip-Splitting Mechanism. *Advanced Materials Research* 2014, 1061–1062, 497–506, doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.1061-1062.497.
- Chen, T.; Wang, C.; Xiang, J.; Wang, Y. Study on Tool Wear Mechanism and Cutting Performance in Helical Milling of CFRP with Stepped Bi-Directional Milling Cutters. *Int J Adv Manuf Technol* 2020, 111, 2441–2448, doi:10.1007/s00170-020-06305-7.
- Choi, J.; Min, S.; Dornfeld, D.A. Finite Element Modeling of Burr Formation in Drilling of a Multi-Layered Material. 2004.
- Crecimiento y pronósticos de la aviación comercial 2020-2038. Available online: <https://www.oneair.es/aviacion-comercial/> (accessed on 28 April 2021).
- Davim, J.P.; Reis, P.; Antonio, C.C. Experimental Study of Drilling Glass Fiber Reinforced Plastics (GFRP) Manufactured by Hand Lay-Up. *Composites Science and Technology* 2004, 64, 289–297.
- Debnath, S.; Reddy, M.M.; Yi, Q.S. Environmental Friendly Cutting Fluids and Cooling Techniques in Machining: A Review. *Journal of Cleaner Production* 2014, 83, 33–47, doi:10.1016/j.jclepro.2014.07.071.
- Deitert, L. Orbital Drilling.; Aerospace Technology Conference and Exposition, October 18 2011; pp. 2011-01–2533.
- Denkena, B.; Boehnke, D.; Dege, J.H. Helical Milling of CFRP-Titanium Layer Compounds. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 2008, 1, 64–69, doi:10.1016/j.cirpj.2008.09.009.

- Denkena, B.; Nesor, D.; Rehe, M.; Dege, J.H. Process Force Prediction in Orbital Drilling of TiAl6V4. In Proceedings of the 9th international conference on advanced manufacturing systems and technology; 2011; pp. 16–17.
- Desarrollos en la automatización del taladrado de estructuras aeronáuticas. Available online: <https://www.interempresas.net/Aeronautica/Articulos/143203-Desarrollos-en-la-automatizacion-del-taladrado-de-estructuras-aeronauticas.html> (accessed on 22 July 2021).
- Dixit, U.S.; Sarma, D.K.; Davim, J.P. Environmentally Friendly Machining; SpringerBriefs in Applied Sciences and Technology; Springer US: Boston, MA, 2012; ISBN 978-1-4614-2307-2.
- Dornfeld, D. a.; Kim, J.S.; Dechow, H.; Hewson, J.; Chen, L.J. Drilling Burr Formation in Titanium Alloy, Ti-6Al-4V. CIRP Annals - Manufacturing Technology 1999, 48, 73–76, doi:10.1016/S0007-8506(07)63134-5.
- El Mecanizado moderno: manual práctico; Sandvik Coromant, 1994; ISBN 978-91-972299-2-0.
- Estrategia Aeroespacial de Andalucía. Available online: [https://www.juntadeandalucia.es/export/drupaljda/Estrategia\\_aeroespacial\\_andalucia.pdf](https://www.juntadeandalucia.es/export/drupaljda/Estrategia_aeroespacial_andalucia.pdf) (accessed on 11 November 2021).
- Estrategia de innovación de Andalucía 2020. Available online: <https://www.juntadeandalucia.es/export/drupaljda/Documento-Ris3-version-final-8-27-02-15.pdf> (accessed on 20 July 2020).
- Ezugwu, E.O.; Bonney, J.; Yamane, Y. An Overview of the Machinability of Aeroengine Alloys. Journal of Materials Processing Technology 2003, 134, 233–253, doi:10.1016/S0924-0136(02)01042-7.
- Ezugwu, E.O.; Wang, Z.M. Titanium Alloys and Their Machinability — a Review. Journal of Materials Processing Technology 1997, 68, 262–274, doi:10.1016/S0924-0136(96)00030-1.
- Fernández Vidal, S.R. Análisis de taladrado en seco asistido por vibraciones de estructuras híbridas de aleaciones ligeras. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2016.
- Fernández-Vidal, S.R.; Mayuet, P.; Rivero, A.; Salguero, J.; Del Sola, I.; Marcos, M. Analysis of the Effects of Tool Wear on Dry Helical Milling of Ti6Al4V Alloy. Procedia Engineering 2015, 132, 593–599, doi:10.1016/j.proeng.2015.12.536.
- Formación Manual. Tecnología Del Mecanizado Del Metal. Sandvik Coromant. 2017.
- Fujiwara, J.; Nagaura, R.; Tashiro, T.; Drilling of CFRP/Ti6Al4V Stack Board. International Journal of Automation Technology. 2013, 7, 426–432, doi:10.20965/ijat.2013.p0426.

- Gaitonde, V.N.; Karnik, S.R.; Rubio, J.C.; Correia, A.E.; Abrão, A.M.; Davim, J.P. Analysis of Parametric Influence on Delamination in High-Speed Drilling of Carbon Fiber Reinforced Plastic Composites. *Journal of Materials Processing Technology* 2008, 203, 431–438, doi:10.1016/j.jmatprotec.2007.10.050.
- Gardiner, G. Machining Update: One-Shot Dry Drilling of Stacked Materials. *High-performance Composites* 2014. Available online: <https://www.compositesworld.com/articles/machining-update-one-shot-dry-drilling-of-stacked-materials> (accessed on 14 December 2021)
- Giurgiutiu, V. Introduction. In *Structural Health Monitoring of Aerospace Composites*; Elsevier, 2016; pp. 1–23 ISBN 978-0-12-409605-9.
- Gloria, A.; Montanari, R.; Richetta, M.; Varone, A. Alloys for Aeronautic Applications: State of the Art and Perspectives. *Metals* 2019, 9, 662, doi:10.3390/met9060662.
- Gómez-Parra, A. Estudio de la influencia del mecanizado en el rendimiento funcional de aleaciones de aluminio de uso estratégico en la industria aeronáutica. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2016.
- Gómez-Parra, A.; Álvarez-Alcón, M.; Salguero, J.; Batista, M.; Marcos, M. Analysis of the Evolution of the Built-Up Edge and Built-Up Layer Formation Mechanisms in the Dry Turning of Aeronautical Aluminium Alloys. *Wear* 2013, 302, 1209–1218, doi:10.1016/j.wear.2012.12.001.
- Gómez-Parra, A.; Puerta, F.J.; Rosales, E.I.; González-Madrigal, J.M.; Marcos, M. Study of the Influence of Cutting Parameters on the Ultimate Tensile Strength (UTS) of UNS A92024 Alloy Dry Turned Bars. In *Proceedings of the Procedia Engineering*; Elsevier Ltd, 2013; Vol. 63, pp. 796–803. doi: 10.1016/j.proeng.2013.08.250.
- Guo, Y.; Dornfeld, D.A. Finite Element Analysis of Drilling Burr Minimization with a Backup Material. In *Proceedings of the Proceedings of the 1998 XXVI NAMRC Conference*; SME, 1998; pp. 1–6.
- Guo, Y.B.; Dornfeld, D.A. Finite Element Modeling of Burr Formation Process in Drilling 304 Stainless Steel. *Journal of Manufacturing Science Engineering*. 2000, 122, 612–619.
- Hadi, M.A.; Ghani, J.A.; Che Haron, C.H.; Kasim, M.S. Comparison between Up-Milling and down-Milling Operations on Tool Wear in Milling Inconel 718. *Procedia Engineering* 2013, 68, 647–653, doi:10.1016/j.proeng.2013.12.234.
- Haiyan, W.; Xuda, Q.; Hao, L.; Chengzu, R. Analysis of Cutting Forces in Helical Milling of Carbon Fiber-Reinforced Plastics. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 2013, 227, 62–74.
- Hartung, P.D.; Kramer, B.M.; von Turkovich, B.F. Tool Wear in Titanium Machining. *CIRP Annals* 1982, 31, 75–80, doi:10.1016/S0007-8506(07)63272-7.

- Hashimura, M.; Hassamontr, J.; Dornfeld, D.A. Effect of In-Plane Exit Angle and Rake Angles on Burr Height and Thickness in Face Milling Operation. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 1999 121, 13-19, doi: <https://doi.org/10.1115/1.2830566>.
- He, G.; Li, H.; Jiang, Y.; Qin, X.; Zhang, X.; Guan, Y. Helical Milling of CFRP/Ti-6Al-4V Stacks with Varying Machining Parameters. *Transactions of Tianjin University* 2015, 21, 56–63, doi:10.1007/s12209-015-2360-9.
- Heisel, U. Werkzeugmaschinenbau Und Fertigungstechnik-Wirtschaftliche Fertigungs-Gratbildung Beim Tiefbohren. *Zeitschrift fur Wirtschaftlichen Fabrikbetrieb* 1999, 94, 337.
- Heisel, U.; Eggert, U.; Luik, M. Kurzlochbohren Ohne Grate. *Die Maschine – dima* 1998, 52, 54–58.
- Ho-Cheng, H.; Dharan, C.K.H. Delamination during Drilling in Composite Laminates. 1990.
- Hocheng, H.; Tsao, C.C. The Path towards Delamination-Free Drilling of Composite Materials. *Journal of materials processing technology* 2005, 167, 251–264.
- Hourmand, M.; Uddin, M.S.; Sarhan, A.A.D. Processing of Titanium by Machining: A Closer Look Into Performance Metrics in Bio-Fabrications. In Reference Module in Materials Science and Materials Engineering; Elsevier, 2017; doi: 10.1016/B978-0-12-803581-8.10381-9.
- Iliescu, D.; Gehin, D.; Gutierrez, M.E.; Giroto, F. Modeling and Tool Wear in Drilling of CFRP. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2010, 50, 204–213, doi:10.1016/j.ijmachtools.2009.10.004.
- Influencia de los materiales aeronáuticos en la selección de las herramientas de corte para su mecanizado Available online: <https://www.interempresas.net/MetalMecanica/Articulos/101212-Influencia-materiales-aeronauticos-seleccion-herramientas-corte-para-su-mecanizado.html> (accessed on 29 November 2021).
- Inoue, H.; Aoyama, E.; Hirogaki, T.; Ogawa, K.; Matushita, H.; Kitahara, Y.; Katayama, T. Influence of Tool Wear on Internal Damage in Small Diameter Drilling in GFRP. *Composite Structures* 1997, 39, 55–62, doi:10.1016/S0263-8223(97)00068-8.
- Isbilir, O.; Ghassemieh, E. Delamination and Wear in Drilling of Carbon-Fiber Reinforced Plastic Composites Using Multilayer TiAlN/TiN PVD-Coated Tungsten Carbide Tools. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 2012, 31, 717–727.
- Iyer, R.; Koshy, P.; Ng, E. Helical Milling: An Enabling Technology for Hard Machining Precision Holes in AISI D2 Tool Steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2007, 47, 205–210, doi:10.1016/j.ijmachtools.2006.04.006.



- Jawahir, I.S.; Brinksmeier, E.; M'Saoubi, R.; Aspinwall, D.K.; Outeiro, J.C.; Meyer, D.; Umbrello, D.; Jayal, A.D. Surface Integrity in Material Removal Processes: Recent Advances. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 2011, doi:10.1016/j.cirp.2011.05.002.
- Jawaid, A.; Sharif, S.; Koksai, S. Evaluation of Wear Mechanisms of Coated Carbide Tools When Face Milling Titanium Alloy. *Journal of Materials Processing Technology* 2000, 99, 266–274, doi:10.1016/S0924-0136(99)00438-0.
- Ji, C.; Li, Y.; Qin, X.; Zhao, Q.; Sun, D.; Jin, Y. 3D FEM Simulation of Helical Milling Hole Process for Titanium Alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2015, 81, 1733–1742, doi:10.1007/s00170-015-7323-8.
- Jiang, X.; Li, B.; Yang, J.; Zuo, X.; Li, K. An Approach for Analyzing and Controlling Residual Stress Generation during High-Speed Circular Milling. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2013, 66, 1439–1448, doi:10.1007/s00170-012-4421-8.
- Jozic; Sonja; Bajic; D.razen; Sandra, Topic. Flank Wear in Down and Up Milling. *Annals of DAAAM for 2012 & Proceedings of the 23rd International DAAAM Symposium*. 2012, 23, 251–254. ISBN 9783901509919
- Kalla, D.; Sheikh-Ahmad, J.; Twomey, J. Prediction of Cutting Forces in Helical End Milling Fiber Reinforced Polymers. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2010, 50, 882–891, doi:10.1016/j.ijmachtools.2010.06.005.
- Khashaba, U.A.; El-Sonbaty, I.A.; Selmy, A.I.; Megahed, A.A. Machinability Analysis in Drilling Woven GFR/Epoxy Composites: Part II – Effect of Drill Wear. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 2010, 41, 1130–1137, doi:10.1016/j.compositesa.2010.04.011.
- Kim, J.; Min, S.; Dornfeld, D.A. Optimization and Control of Drilling Burr Formation of AISI 304L and AISI 4118 Based on Drilling Burr Control Charts. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2001, 41, 923–936, doi:10.1016/S0890-6955(00)00131-0.
- Ko, S.-L.; Lee, J.-K. Analysis of Burr Formation in Drilling with a New-Concept Drill. *Journal of materials processing technology* 2001, 113, 392–398. ISBN: 0924-0136
- Komanduri, R. Machining of Fiber-Reinforced Composites. *Machining Science and Technology* 1997, 1, 113–152, doi:10.1080/10940349708945641.
- Komanduri, R. Some Clarifications on the Mechanics of Chip Formation When Machining Titanium Alloys. *Wear* 1982, 76, 15–34, doi:10.1016/0043-1648(82)90113-2.
- Krishnaraj, V.; Prabukarthi, A.; Ramanathan, A.; Elanghovan, N.; Senthil Kumar, M.; Zitoune, R.; Davim, J.P. Optimization of Machining Parameters at High Speed

- Drilling of Carbon Fiber Reinforced Plastic (CFRP) Laminates. *Composites Part B: Engineering* 2012, 43, 1791–1799, doi:10.1016/j.compositesb.2012.01.007.
- Kubo, A.; Maekawa, K. Temperature and Wear of Cutting Tools in High-Speed Machining of Incone1718 and Ti-6Al-6V-2Sn. *Wear* 1997, 202, 142–148.
- Kumar, D.; Singh, K.K.; Zitoune, R. Experimental Investigation of Delamination and Surface Roughness in the Drilling of GFRP Composite Material with Different Drills. *Advanced Manufacturing: Polymer & Composites Science* 2016, 2, 47–56, doi:10.1080/20550340.2016.1187434.
- La demanda de viajes aéreos se desploma un 66% en 2020, la mayor caída en la historia de la aviación Available online: <https://www.europapress.es/turismo/transportes/aerolineas/noticia-demanda-viajes-aereos-desploma-66-2020-mayor-caida-historia-aviacion-20210203165514.html> (accessed on 11 November 2021).
- Lachaud, F.; Piquet, R.; Collombet, F.; Surcin, L. Drilling of Composite Structures. *Composite Structures* 2001, 52, 511–516, doi:10.1016/S0263-8223(01)00040-X.
- Lauderbaugh, L.K. Analysis of the Effects of Process Parameters on Exit Burrs in Drilling Using a Combined Simulation and Experimental Approach. *Journal of materials processing technology* 2009, 209, 1909–1919. ISBN 0924-0136
- Li, H.; He, G.; Qin, X.; Wang, G.; Lu, C.; Gui, L. Tool Wear and Hole Quality Investigation in Dry Helical Milling of Ti-6Al-4V Alloy. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2014, 71, 1511–1523, doi:10.1007/s00170-013-5570-0.
- Li, H.; Qin, X.; He, G.; Jin, Y.; Sun, D.; Price, M. Investigation of Chip Formation and Fracture Toughness in Orthogonal Cutting of UD-CFRP. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2016, 82, 1079–1088, doi:10.1007/s00170-015-7471-x.
- Li, Z.; Liu, Q.; Ming, X.; Wang, X.; Dong, Y. Cutting Force Prediction and Analytical Solution of Regenerative Chatter Stability for Helical Milling Operation. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2014, 73, 433–442, doi:10.1007/s00170-014-5793-8.
- Li, Z.; Liu, Q.; Peng, C.; Sun, X. Cutting Force Modeling and Simulation for Hole-Making Process by Helical Milling. In *Proceedings of the Fourth International Seminar on Modern Cutting and Measurement Engineering; International Society for Optics and Photonics*, 2011; Vol. 7997, p. 799703.
- Link, R. *Gratbildung und Strategien zur Gratreduzierung bei der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide*, Aachen, 1992.
- Liu, C.; Wang, G.; Dargusch, M.S. Modelling, Simulation and Experimental Investigation of Cutting Forces during Helical Milling Operations. *International Journal of*

- Advanced Manufacturing Technology 2012, 63, 839–850, doi:10.1007/s00170-012-3951-4.
- Liu, J.; Chen, G.; Ji, C.; Qin, X.; Li, H.; Ren, C. An Investigation of Workpiece Temperature Variation of Helical Milling for Carbon Fiber Reinforced Plastics (CFRP). *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2014, 86, 89–103, doi:10.1016/j.ijmactools.2014.06.008.
- Liu, J.; Ren, C.; Qin, X.; Li, H. Prediction of Heat Transfer Process in Helical Milling. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2014, 72, 693–705, doi:10.1007/s00170-014-5662-5.
- Lopresto, V.; Caggiano, A.; Teti, R. High Performance Cutting of Fibre Reinforced Plastic Composite Materials. *Procedia CIRP* 2016, 46, 71–82, doi:10.1016/j.procir.2016.05.079.
- Lopresto, V.; Langella, A.; Caprino, G.; Durante, M.; Santo, L. Conventional Orthogonal Cutting Machining on Unidirectional Fibre Reinforced Plastics. *Procedia CIRP* 2017, 62, 9–14, doi:10.1016/j.procir.2016.07.036.
- Matsumura, T.; Leopold, J. Cutting Force Model for Analysis of Burr Formation in Drilling Process. In *Burrs-Analysis, Control and Removal*; Springer, 2010; pp. 47–53.
- MatWeb Available online: <http://www.matweb.com/search/datasheet.aspx?matguid=78b68415e7f94c5bb42608aee72eeea4&ckck=1> (accessed on 22 June 2020).
- Min, S.; Dornfeld, D.A.; Kim, J.; Shyu, B. Finite Element Modeling of Burr Formation in Metal Cutting. *Machining Science and Technology*. 2001, 5, 307-322, doi: <https://doi-org.bibezproxy.uca.es/10.1081/MST-100108617>.
- Mineral Commodity Summaries 2020 Available online: <https://pubs.er.usgs.gov/publication/mcs2020> (accessed on 30 August 2021).
- Mohn, W.R.; Bergh, M.R.V.D.; Slawson, T.; Mamon, O.L.; Buck, M.E.; Plank, D.; Wood, R.; Koster, W.P.; Gurganus, T.B. *ASM Handbook - Machining Process*; ISBN 978-0-87170-022-3.
- Morales, A.; Puerta, F.; Bañón, F.; Salguero, J.; Hernández, P.; Fernández, J. Optimización Del Proceso de Taladrado Dentro Del Contexto de La Industria 4.0 Available online: <https://www.interempresas.net/Portada/Articles/207043-Optimizacion-del-proceso-de-taladrado-dentro-del-contexto-de-la-Industria-40.html> (accessed on 27 December 2019).
- Murphy, C.; Byrne, G.; Gilchrist, M.D. The Performance of Coated Tungsten Carbide Drills When Machining Carbon Fibre-Reinforced Epoxy Composite Materials. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 2002, 216, 143–152, doi:10.1243/0954405021519735.

- Narutaki, N.; Murakoshi, A.; Motonishi, S.; Takeyama, H. Study on Machining of Titanium Alloys. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 1983, 32, 65–69, doi:10.1016/S0007-8506(07)63362-9.
- Nespor, D. Process Force Prediction in Orbital Drilling of Process Force Prediction in Orbital Drilling of TiAl6V4. *Proceedings of the 9th International Conference on Advanced Manufacturing Systems and Technology (AMST'11)*. 2011.
- Ni, W. 2007-01-3814 Orbital Drilling of Aerospace Materials. SAE International, AeroTech Congress & Exhibition. 2007, ISSN 0148-7191
- Ogawa, M.; Nakayama, K. Effects of Chip Splitting Nicks in Drilling. Elsevier, *CIRP Annals* 1985, 34, 101–104. ISBN: 0007-8506.
- Olvera, D.; de Lacalle, L.N.L.; Urbikain, G.; Lamikiz, A.; Rodal, P.; Zamakona, I. Hole Making Using Ball Helical Milling on Titanium Alloys. *Machining Science and Technology* 2012, 16, 173–188, doi:10.1080/10910344.2012.673958.
- Oosthuizen, G.A.; Akdogan, G.; Dimitrov, D.; Treurnicht, N.F. A Review of the Machinability of Titanium Alloys. 2010, *R & D Journal of the South African Institution of Mechanical Engineering* 2010, 26, 43-52.
- OSAKA Titanium technologies Co., Ltd. OTC Annual Report 2015. Available online: [https://www.osaka-ti.co.jp/e/e\\_ir/pdf/OTC\\_AR2015\\_English.pdf?msckid=8c9eb6e8ad2711ecb01ac2409ffb8e91](https://www.osaka-ti.co.jp/e/e_ir/pdf/OTC_AR2015_English.pdf?msckid=8c9eb6e8ad2711ecb01ac2409ffb8e91) (accessed on 28 August 2021).
- Ozturk, O.M.; Kilic, Z.M.; Altintas, Y. Mechanics and Dynamics of Orbital Drilling Operations. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2018, 129, 37–47, doi:10.1016/j.ijmachtools.2018.03.001.
- Panc, N.; Bocanet, V.; Bulgaru, M.; Beldean, C. Research on Holes Finishing Operations Performance by Cutting. *Acta Technica Napocensis-Series: Applied Mathematics, Mechanics, and Engineering* 2014, 57.
- Passenger Air Traffic Each Year. Available online: <http://www.statista.com/statistics/564717/airline-industry-passenger-traffic-globally/> (accessed on 6 March 2022).
- Peklharing, A. The Exit Angle Failure in Interrupted Cutting. *Ann. CIRP* 1978, 27, 5.
- Pereira, R.B.D.; Brandão, L.C.; de Paiva, A.P.; Ferreira, J.R.; Davim, J.P. A Review of Helical Milling Process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2017, 120, 27–48, doi:10.1016/j.ijmachtools.2017.05.002.
- Pereszlai, C.; Geier, N. Comparative Analysis of Wobble Milling, Helical Milling and Conventional Drilling of CFRPs. *Int J Adv Manuf Technol* 2020, 106, 3913–3930, doi:10.1007/s00170-019-04842-4.

- Phapale, K.; Ahire, A.; Singh, R. Experimental Characterization and Finite Element Modeling of Critical Thrust Force in Cfrp Drilling. *Machining Science and Technology* 2018, 22, 249–270, doi:10.1080/10910344.2017.1337134.
- Ponce, M.B. Caracterización de los mecanismos de adhesión secundaria y su influencia en el desgaste de herramientas de corte. Aplicación al mecanizado en seco de aleaciones ligeras. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2013.
- Qi, Z.; Zhang, K.; Li, Y.; Liu, S.; Cheng, H. Critical Thrust Force Predicting Modeling for Delamination-Free Drilling of Metal-FRP Stacks. *Composite Structures* 2014, 107, 604–609, doi:10.1016/j.compstruct.2013.07.036.
- Qin, X. Da; Sun, X.T.; Wang, Q.; Chen, S.M.; Li, H. Comparative Study on Helical Milling and Drilling of Ti-6Al-4V. *Key Engineering Materials* 2012, 499, 200–204, doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.499.200.
- Qin, X.; Gui, L.; Li, H.; Rong, B.; Wang, D.; Zhang, H.; Zuo, G. Feasibility Study on the Minimum Quantity Lubrication in High-Speed Helical Milling of Ti-6Al-4V. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing* 2012, 6, 1222–1233, doi:10.1299/jamdsm.6.1222.
- Qin, X.; Wang, B.; Wang, G.; Li, H.; Jiang, Y.; Zhang, X. Delamination Analysis of the Helical Milling of Carbon Fiber-Reinforced Plastics by Using the Artificial Neural Network Model. *J Mech Sci Technol* 2014, 28, 713–719, doi:10.1007/s12206-013-1135-2.
- Qin, X.; Zhang, X.; Li, H.; Rong, B.; Wang, D.; Zhang, H.; Zuo, G. Comparative Analyses on Tool Wear in Helical Milling of Ti-6Al-4V Using Diamond-Coated Tool and TiAlN-Coated Tool. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing* 2014, 8, doi:10.1299/jamdsm.2014jamdsm0004.
- Qin, X.D.; Sun, X.T.; Wang, Q.; Chen, S.M.; Li, H. Comparative Study on Helical Milling and Drilling of Ti-6Al-4V. *Key Engineering Materials* 2012, 499, 200–204, doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.499.200.
- Ramulu, M.; Branson, T.; Kim, D. A Study on the Drilling of Composite and Titanium Stacks. *Composite structures* 2001, 54, 67–77.
- Rawat, S.; Attia, H. Characterization of the Dry High Speed Drilling Process of Woven Composites Using Machinability Maps Approach. *CIRP Annals* 2009, 58, 105–108, doi:10.1016/j.cirp.2009.03.100.
- Recovery Delayed as International Travel Remains Locked Down. Available online: <https://www.iata.org/en/pressroom/pr/2020-07-28-02/> (accessed on 11 November 2021).

- Rey, P.A.; LeDref, J.; Senatore, J.; Landon, Y. Modelling of Cutting Forces in Orbital Drilling of Titanium Alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2016, 106, 75–88, doi:10.1016/j.ijmachtools.2016.04.006.
- Rivero, A.; Aramendi, G.; Herranz, S.; de Lacalle, L.L. An Experimental Investigation of the Effect of Coatings and Cutting Parameters on the Dry Drilling Performance of Aluminium Alloys. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2006, 28, 1–11.
- Sadek, A.; Meshreki, M.; Attia, M.H. Characterization and Optimization of Orbital Drilling of Woven Carbon Fiber Reinforced Epoxy Laminates. *CIRP Annals* 2012, 61, 123–126, doi:10.1016/J.CIRP.2012.03.089.
- Sakamoto, S.; Iwasa, H. Effect of Cutting Revolution Speed on Cutting Temperature in Helical Milling of CFRP Composite Laminates. *KEM* 2012, 523–524, 58–63, doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.523-524.58.
- Salguero, J.; Fernandez-Vidal, S.R.; Mayuet, P.; Vazquez-Martinez, J.M.; Alvarez, M.; Marcos, M. Methodology for the Study of the Quality of CFRP Dry Drilling Based on Macrogeometrical and Dimensional Deviations. *WJET* 2016, 04, 200–205, doi:10.4236/wjet.2016.43D024.
- Sandvik Coromant Knowledge Available online: <https://www.sandvik.coromant.com/es-es/knowledge/machining-formulas-definitions/pages/milling.aspx> (accessed on 7 May 2019).
- Saunders, L.K.L.; Mauch, C.A. An Exit Burr Model for Drilling of Metals. *J. Manuf. Sci. Eng.* 2001, 123, 562–566.
- Schein, H. Electrochemical Deburring. *SME Tech. Paper* 1977.
- Shyha, I.S.; Soo, S.L.; Aspinwall, D.K.; Bradley, S.; Perry, R.; Harden, P.; Dawson, S. Hole Quality Assessment Following Drilling of Metallic-Composite Stacks. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2011, 51, 569–578, doi:10.1016/j.ijmachtools.2011.04.007.
- Sí, la aeronáutica es una industria de Estado Aviable. online: [https://cincodias.elpais.com/cincodias/2019/03/20/companias/1553105953\\_709236.html](https://cincodias.elpais.com/cincodias/2019/03/20/companias/1553105953_709236.html) (accessed on 20 July 2020).
- Soussia, A.B.; Mkaddem, A.; El Mansori, M. Effect of Coating Type on Dry Cutting of Glass/Epoxy Composite. *Surface and Coatings Technology* 2013, 215, 413–420, doi:10.1016/j.surfcoat.2012.04.098.
- Sreejith, P.S.; Ngoi, B.K.A. Dry Machining: Machining of the Future. *Journal of Materials Processing Technology* 2000, 101, 287–291, doi:10.1016/S0924-0136(00)00445-3.

- Sun, D.; Keys, D.; Jin, Y.; Malinov, S.; Zhao, Q.; Qin, X. Hole-Making and Its Impact on the Fatigue Response of Ti-6AL-4V Alloy. *Procedia CIRP* 2016, 56, 289–292, doi:10.1016/j.procir.2016.10.085.
- Sun, D.; Lemoine, P.; Keys, D.; Doyle, P.; Malinov, S.; Zhao, Q.; Qin, X.; Jin, Y. Hole-Making Processes and Their Impacts on the Microstructure and Fatigue Response of Aircraft Alloys. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2018, 94, 1719–1726, doi:10.1007/s00170-016-9850-3.
- Teti, R. Machining of Composite Materials. *CIRP Annals* 2002, 51, 611–634, doi:10.1016/S0007-8506(07)61703-X.
- Thilow, A.P. *Entgrattechnik : Entwicklungsstand Und Problemlösungen*; Narr Francke Attempto Verlag GmbH + Co. KG, 2017; ISBN ISBN 9783816931522.
- Tsao, C.C.; Hocheng, H. The Effect of Chisel Length and Associated Pilot Hole on Delamination When Drilling Composite Materials. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2003, 43, 1087–1092, doi:10.1016/S0890-6955(03)00127-5.
- Uhlmann, E.; Richarz, S.; Sammler, F.; Hufschmied, R. High Speed Cutting of Carbon Fibre Reinforced Plastics. *Procedia Manufacturing* 2016, 6, 113–123, doi:10.1016/j.promfg.2016.11.015.
- Urbicain, G.; Olvera, D.; De Lacalle, L.N.L.; Zamakona, I.; Rodal, P. New Strategies for Hole Making in Ti-6Al-4V. *AIP Conference Proceedings* 2009, 1181, 361–369, doi:10.1063/1.3273651.
- Uribe, C.L. Presente y futuro de un material revolucionario. *Metal actual* 6.
- Use of Materials in Aircraft Design 2014 Available online: <http://www.statista.com/statistics/954913/share-composites-in-aircraft-design/> (accessed on 22 March 2021).
- Voss, R.; Henerichs, M.; Kuster, F. Comparison of Conventional Drilling and Orbital Drilling in Machining Carbon Fibre Reinforced Plastics (CFRP). *CIRP Annals* 2016, 65, 137–140, doi:10.1016/j.cirp.2016.04.001.
- Voss, R.; Henerichs, M.; Kuster, F.; Griethuysen, by J.-P. van Corrigendum to “Comparison of Conventional Drilling and Orbital Drilling in Machining Carbon Fibre Reinforced Plastics (CFRP)” [CIRP Ann. Manuf. Technol. 65 (2016) 137–140]. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 2017, 66, 559, doi:10.1016/j.cirp.2016.04.001.
- Walter Tools » Engineering Kompetenz Available online: <https://www.walter-tools.com/en-gb/pages/default.aspx> (accessed on 7 May 2019).
- Wang, C.-Y.; Chen, Y.-H.; An, Q.-L.; Cai, X.-J.; Ming, W.-W.; Chen, M. Drilling Temperature and Hole Quality in Drilling of CFRP/Aluminum Stacks Using

- Diamond Coated Drill. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing* 2015, 16, 1689–1697, doi:10.1007/s12541-015-0222-y.
- Wang, H.; Qin, X.; Li, H. Machinability Analysis on Helical Milling of Carbon Fiber Reinforced Polymer. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing* 2015, 9.
- Wang, H.; Qin, X.; Li, H.; Tan, Y. A Comparative Study on Helical Milling of CFRP/Ti Stacks and Its Individual Layers. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2016, 86, 1973–1983, doi:10.1007/s00170-015-8296-3.
- Wang, H.Y.; Qin, X.D. Hole Quality Analysis in Helical Milling of CFRP. *AMM* 2014, 556–562, 515–518, doi:10.4028/www.scientific.net/AMM.556-562.515.
- Wei, Y.; An, Q.; Ming, W.; Chen, M. Effect of Drilling Parameters and Tool Geometry on Drilling Performance in Drilling Carbon Fiber-Reinforced Plastic/Titanium Alloy Stacks. *Advances in Mechanical Engineering* 2016, 8, 1–16, doi:10.1177/1687814016670281.
- Williams, J.C.; Boyer, R.R. Opportunities and Issues in the Application of Titanium Alloys for Aerospace Components. *Metals* 2020, 10, 705, doi:10.3390/met10060705.
- Wooster, W.A.; Macdonald, G.L. Smears of Titanium Metal. *Nature* 1947, 160, 260–260, doi:10.1038/160260a0.
- Xu, J.; El Mansori, M. Experimental Study on Drilling Mechanisms and Strategies of Hybrid CFRP/Ti Stacks. *Composite Structures* 2016, 157, 461–482, doi:10.1016/j.compstruct.2016.07.025.
- Xu, J.; Mkaddem, A.; Mansori, M.E. Recent Advances in Drilling Hybrid FRP/Ti Composite: A State-of-the-Art Review. *Composite Structures* 2015, 135, 316–338, doi:10.1016/j.compstruct.2015.09.028.
- Yang, G.; Dong, Z.; Gao, S.; Bao, Y.; Kang, R.; Guo, D. A Novel Reverse Helical Milling Process for Reducing Push-out Delamination of CFRP. *Composite Structures* 2020, 253, 112778, doi:10.1016/j.compstruct.2020.112778.
- Zhao, Q.; Qin, X.; Ji, C.; Li, Y.; Sun, D.; Jin, Y. Tool Life and Hole Surface Integrity Studies for Hole-Making of Ti6Al4V Alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2015, 79, 1017–1026, doi:10.1007/s00170-015-6890-z.
- Zhou, L.; Dong, H.; Ke, Y.; Chen, G. Analysis of the Chip-Splitting Performance of a Dedicated Cutting Tool in Dry Orbital Drilling Process. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2017, 90, 1809–1823, doi:10.1007/s00170-016-9496-1.
- Zhou, L.; Dong, H.; Ke, Y.; Chen, G. Modeling of Non-Linear Cutting Forces for Dry Orbital Drilling Process Based on Undeformed Chip Geometry. *The International*



Journal of Advanced Manufacturing Technology 2018, 94, 203–216, doi:10.1007/s00170-017-0740-0.

Zhou, L.; Ke, Y.; Dong, H.; Chen, Z.; Gao, K. Hole Diameter Variation and Roundness in Dry Orbital Drilling of CFRP/Ti Stacks. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 2016, 87, 811–824, doi:10.1007/s00170-016-8528-1.

Zhou, R.; Yang, W. Analytical Modeling of Residual Stress in Helical End Milling of Nickel-Aluminum Bronze., doi:10.1007/s00170-016-9145-8.

Zitoune, R.; Krishnaraj, V.; Collombet, F. Study of Drilling of Composite Material and Aluminium Stack. Composite Structures 2010, 92, 1246–1255, doi:10.1016/j.compstruct.2009.10.010.

Zitoune, R.; Krishnaraj, V.; Collombet, F.; Le Roux, S. Experimental and Numerical Analysis on Drilling of Carbon Fibre Reinforced Plastic and Aluminium Stacks. Composite Structures 2016, 146, 148–158, doi:10.1016/j.compstruct.2016.02.084.