



UNIVERSIDAD
DE MÁLAGA



Escuela de Ingenierías Industriales

Departamento de Ingeniería Civil, Materiales y Fabricación
Área de Conocimiento de Ingeniería de Procesos de Fabricación
Grado en Ingeniería Mecánica

TRABAJO FIN DE GRADO

INFLUENCIA DE LOS PARÁMETROS DE CORTE Y ANÁLISIS COMPARATIVO ENTRE EL PROCESO DE TALADRADO CONVENCIONAL Y EL TALADRADO ORBITAL EN LA ALEACIÓN UNS A9 7075

Realizado por:

Dña. María Alba Rodríguez

Tutor: D. Fermín Bañón García

CoTutor: D. Sergio Martín Béjar

MÁLAGA, NOVIEMBRE 2023

RESUMEN

Las operaciones de taladrado poseen una gran importancia en múltiples sectores productivos. En el ámbito aeroespacial, su relevancia es aún mayor debido a la complejidad, el costo, el volumen de producción y el impacto que tienen en el proceso integral de fabricación y ensamblaje. El propósito de este Trabajo de Fin de Grado es llevar a cabo una comparación entre el taladrado orbital y el taladrado convencional, con el fin de determinar qué parámetros son óptimos para mejorar el proceso de mecanizado y obtener los resultados más favorables.

En la comparación, se han examinado los siguientes parámetros: el desgaste de la herramienta, la temperatura máxima registrada, la energía requerida, la rugosidad media aritmética y las desviaciones macrogeométricas de cada ensayo.

Con los resultados obtenidos, se ha llevado a cabo una evaluación comparativa, con el fin de determinar qué parámetros son óptimos para mejorar el proceso de mecanizado y obtener los resultados más favorables.

PALABRAS CLAVES

Taladrado orbital, taladrado helicoidal, taladrado convencional, aleación de aluminio, desviaciones microgeométricas, desviaciones macrogeométricas.

ABSTRACT

Drilling operations are of great importance in many production sectors. In the aerospace sector, their relevance is even greater due to their complexity, cost, production volume and the impact they have on the entire manufacturing and assembly process. The purpose of this Final Degree Project is to carry out a comparison between orbital drilling and conventional drilling, in order to determine which parameters are optimal to improve the machining process and obtain the most favourable results.

In the comparison, the following parameters were examined: tool wear, maximum recorded temperature, energy required, arithmetic mean roughness and macrogeometric deviations for each test.

With the results obtained, a comparative evaluation has been carried out in order to determine which parameters are optimal for improving the machining process and obtaining the most favourable results.

KEY WORDS

Orbital drilling, helical drilling, conventional drilling, aluminium alloy, microgeometric deviations, macrogeometric deviations.

Índice

1	OBJETO Y ALCANCE	1
2	ANTECEDENTES	3
2.1	Material	3
2.2	Exigencias del taladrado en la industria aeronáutica	5
2.2.1	Operaciones de taladrado en la industria aeronautica	6
2.2.2	Emsamblaje de estructuras aeronauticas	7
2.3	Taladrado Convencional	9
2.3.1	Cálculo de tiempos y costes de fabricación en el Taladrado Convencional	15
2.3.2	Defectología	17
2.3.3	Calidad Superficial	17
2.3.4	Geométricos: Diámetros, Defectos de forma	20
2.3.5	Influencia de la velocidad de corte	22
2.3.6	Influencia de las características del material con las fuerzas de corte en el taladrado convencional	23
2.3.7	Resumen	24
2.4	Taladrado Orbital	25
2.4.1	Defectos del taladrado orbital	36
3	METODOLOGÍA EXPERIMENTAL	43
3.1	Implantación de la metodología	43
3.1.1	Pre-mecanizado	43
3.1.2	Mecanizado	46
3.1.3	Post-mecanizado	54
4	RESULTADOS	63
4.1	Introducción	63
4.2	Desgaste de la herramienta	63
4.2.1	Macrografías	63
4.2.2	Monitorización durante el proceso del taladrado.	67
4.3	Rugosidad media aritmética	79
4.3.1	Comprobación de la Rugosidad media aritmética obtenida en las réplicas.	84
4.4	Análisis de desviaciones macrogeométricas	85
4.4.1	Redondez	85
4.4.2	Cilindricidad	92
4.4.3	Rectitud	97
5	CONCLUSIONES	103
6	LÍNEAS FUTURAS	105
7	BIBLIOGRAFÍA	107

1. OBJETO Y ALCANCE

El taladrado es de gran relevancia en diversos sectores industriales, pero su importancia es especialmente destacada en la industria aeroespacial, dada la complejidad, los costos, el volumen de producción y el impacto que ejerce en el proceso global de fabricación y ensamblaje.

El propósito de este Trabajo de Fin de Grado es llevar a cabo una comparación entre el taladrado orbital y el taladrado convencional, con el fin de determinar qué parámetros son óptimos para mejorar el proceso de mecanizado y obtener los resultados más favorables.

Los parámetros que se estudiarán son:

- Desgaste de la herramienta
- Temperatura máxima alcanzada
- Energía necesaria
- Rugosidad media aritmética
- Desviaciones macrogeométricas

2. ANTECEDENTES

2.1. Material

Durante muchos años, las aleaciones de aluminio han sido ampliamente empleadas en la industria aeronáutica, siendo los materiales más utilizados en este campo. No obstante, el panorama está experimentando una rápida evolución, como se ilustra en el Cuadro 1. Este cuadro presenta una aproximación de los materiales de estructura primaria utilizados en los aviones Boeing, clasificados por su peso [1].

Serie Boeing	Aleaciones de aluminio	Aleación de Ti	Aceros	Composición	Otros
747	81	4	13	1	1
757	78	6	12	3	1
767	80	2	14	3	1
777	70	7	11	11	1
787	20	15	10	50	5

Cuadro 1: Materiales utilizados en aviones Boeing (tanto por ciento en peso). El término "Otros" se refiere a los materiales presentes en cantidades muy pequeñas, incluidas las aleaciones metálicas (Mg, metales refractarios, etc.) y el carbono

A pesar del creciente uso de composites, las aleaciones de aluminio continúan siendo de vital importancia en aplicaciones estructurales debido a su peso ligero, facilidad de manejo y costos relativamente bajos. Se han logrado mejoras significativas, especialmente en las aleaciones 2XXX, 7XXX y las aleaciones de aluminio-litio (Al-Li).

El creciente uso de estos materiales se encuentra claramente evidenciado en las últimas generaciones de grandes fabricantes de aeronaves, como la serie de modelos Boeing 787 y Airbus A350 XWB. En la Figura 1 puede verse la distribución de los materiales empleados en estos dos modelos [2].

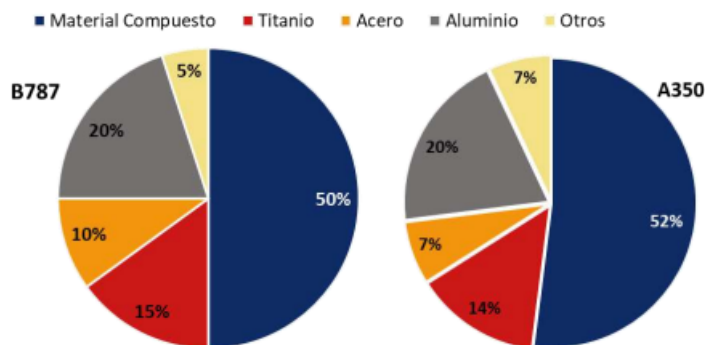


Figura 1: Distribución del contenido en peso por tipos de materiales empleados en la familia Boeing 787 y Airbus A350.

Las aleaciones ligeras, también conocidas como aleaciones de aluminio, se componen principalmente de aluminio y otros elementos, como cobre, zinc, manganeso, magnesio o silicio. Estas aleaciones presentan una densidad considerablemente menor que los aceros, pero no alcanzan la misma resistencia a la corrosión que el aluminio puro, que forma una capa de óxido de aluminio en su superficie. El propósito fundamental de las aleaciones de aluminio es mejorar la dureza, resistencia y capacidad de resistencia a la corrosión del aluminio, que en su estado puro es un material muy blando.

Las aleaciones de aluminio se dividen en diferentes clasificaciones según el elemento aleante usado. Estas aleaciones encuentran una amplia variedad de aplicaciones, y una de las más utilizadas es la aleación de aluminio serie 7000, que posee una buena combinación de las propiedades.

Las propiedades de las aleaciones de aluminio pueden variar en función de su composición específica y el tratamiento térmico aplicado. No obstante, a continuación se presentan algunos rangos típicos de propiedades para las aleaciones de aluminio más comunes (Cuadro 2)[3]:

Propiedad	Valor
Densidad	2.6-2.8 [g/cm ³]
Resistencia a la tracción	150-500 [MPa]
Módulo de elasticidad	68-79 [GPa]
Conductividad térmica	150-230 [W/(m·K)]
Conductividad eléctrica	35-60 % de la conductividad del cobre
Temperatura de fusión	570-660 °C
Coefficiente de expansión térmica	22-24 x10 ⁻⁶ °C
Resistencia a la corrosión	Depende de la aleación y de tratamiento superficial

Cuadro 2: Propiedades mecánicas

Es importante tener en cuenta que estos rangos son solo una referencia general y pueden variar dependiendo de la aleación de aluminio específica y las condiciones de procesamiento.

La aleación de aluminio de la serie 7000 está compuesta principalmente por aluminio y contiene zinc como el segundo componente más abundante. Por lo general, también puede contener magnesio como tercer elemento de aleación. Presenta las siguientes propiedades:

- Mayor resistencia en todas las aleaciones de aluminio disponibles. Aleación con cinc, magnesio y cobre, conocida como aluminio de dureza máxima.
- Alta resistencia y peso ligero.
- Termo tratable.

En los siguientes cuadros (Cuadro 3 y Cuadro 4) se adjuntan los parámetros más relevantes [3]:

Elemento	Al	Cu	Mg	Mn	Si	Fe	Zn	Ti	Cr
Valor medio (%)	89.9	1.26	2.07	0.175	0.208	0.272	6.10	0.0919	0.140

Cuadro 3: Composición general de la aleación de aluminio 7000

Propiedad mecánica	Módulo de elasticidad	Dureza Vickers	Máxima resistencia a tracción	Coefficiente de Poisson	Resistencia a fatiga
Valor medio (%)	71.1 GPa	157	444 MPa	0.330	181 MPa

Cuadro 4: Propiedades mecánicas

Hay un amplio rango de aleaciones de aluminio 7000, destacando las series 7005, 7050 y 7075.

- Aleación de aluminio 7005: La aleación de aluminio 7005 está compuesta por cinc y magnesio, lo que le otorga una excelente resistencia a la tensión y soldabilidad, aunque presenta la menor resistencia entre las aleaciones de la serie 7000.

- Aleación de aluminio 7050: La aleación de aluminio 7050 está compuesta por cinc, magnesio y cobre, lo que le confiere una resistencia ligeramente menor que la aleación 7075 debido a su menor contenido de cobre. No obstante, su resistencia a la corrosión es superior a la de la aleación 7075 debido a su alto contenido de magnesio. Gracias a estas propiedades únicas, la aleación 7050 se emplea ampliamente en la industria aeroespacial para fabricar fuselajes, estructuras, remaches y otros componentes de aeronaves.
- Aleación de aluminio 7075: La aleación de aluminio 7075 se compone de cinc, magnesio y cobre, y destaca por su excelente ductilidad y resistencia a la corrosión. Es una de las aleaciones más fuertes dentro de la serie 7000 y mantiene su resistencia incluso en condiciones de bajas temperaturas. Debido a estas propiedades sobresalientes, es ampliamente utilizada en la fabricación de artículos que requieren una alta resistencia a la corrosión, como remaches, paneles y estructuras.

El desarrollo histórico de las aleaciones de aluminio destinadas a aplicaciones estructurales en fuselajes ha estado en consonancia con la evolución de los criterios de diseño de aviones, como se muestra en el Cuadro 5.

Periodo de tiempo	Principales impulsores de diseño
Antes de la década de 1930	Fuerza estática
1930-1960	Resistencia estática, resistencia a la corrosión, fatiga
1960-1970	Resistencia estática, resistencia a la corrosión, propiedades estables a temperatura elevada, durabilidad, tolerancia al daño buenas propiedades en secciones gruesas
1980	Todo lo anterior y ahorros de peso dramáticos
1990	Resistencia estática, resistencia a la corrosión, durabilidad, tolerancia al daño, buenas propiedades en secciones gruesas, propiedades muy equilibradas, bajos costos de fabricación, adquisición y mantenimiento (propiedad), alto nivel de seguridad
2000-presente	Por encima de la década de 1990 y la posibilidad de un procesamiento revolucionario como la fabricación aditiva
Futuro	Lo anterior más peso estructural innovador y ahorro de costos, intervalos de mantenimiento/inspección extendidos, comodidad para los pasajeros, aeroestructuras ecológicas

Cuadro 5: Evolución de los controladores de diseño para aeronaves comerciales

En la actualidad, el objetivo principal en el desarrollo de aleaciones es lograr la reducción de los costos de fabricación, operación y mantenimiento de los sistemas de aviones, sin comprometer las combinaciones de propiedades y el rendimiento estructural.

2.2. Exigencias del taladrado en la industria aeronáutica

Las operaciones de taladrado tienen una significativa relevancia en diversas actividades productivas. En el sector aeronáutico, adquieren una especial importancia debido a su complejidad, coste, volumen de fabricación e impacto en el proceso global de fabricación y ensamblaje. Esta investigación se ha llevado a cabo en el contexto de los procesos de taladrado aplicados a aviones comerciales.

El empleo de materiales compuestos en la industria aeroespacial ha experimentado un crecimiento exponencial en las últimas décadas, comenzando en 1982 cuando Airbus introdujo por primera vez elementos estructurales de materiales compuestos en su A310. Desde entonces, estos materiales han sido cada vez más

utilizados en el diseño y construcción de aeronaves debido a sus ventajas en términos de peso, resistencia y rendimiento.

Sin embargo, los componentes metálicos siguen desempeñando un papel importante y se utilizan ampliamente en diversos elementos estructurales. Además, se ha incorporado una nueva generación de aleaciones con propiedades mecánicas específicas excelentes, lo que ha contribuido a mantener su relevancia en aplicaciones aeroespaciales.

La selección entre uno u otro material depende de una variedad de factores, como el costo, las exigencias del componente en servicio y las características del proceso de fabricación y ensamblaje. Las operaciones de taladrado, por su parte, deben realizarse en materiales con propiedades diversas, lo que las convierte en procesos de alta complejidad [4].

El sector de la aviación está experimentando un crecimiento constante debido al incremento del tráfico global de pasajeros. Desde los años ochenta, cuando los materiales compuestos comenzaron a utilizarse en aviones comerciales, el tráfico aéreo ha aumentado cuatro veces hasta el año 2018, y se proyecta un crecimiento anual del 4.3 por ciento en el futuro [5].

A pesar de las perspectivas positivas de crecimiento del mercado, la aviación comercial enfrenta en los próximos años una serie de desafíos que debe abordar para mantener su competitividad. Entre estos desafíos destacan la reducción de peso de las aeronaves, diseños más eficientes, disminución de las emisiones de CO₂, reducción de costes y aumento de la producción. Estas son algunas de las áreas clave en las que la industria aeronáutica se centra para mantenerse a la vanguardia en un entorno en constante cambio y evolución.

Las operaciones de taladrado tienen una gran influencia en el proceso global de fabricación y montaje de aviones comerciales:

- Reducción de problemas de calidad o no conformidades. Las reparaciones pueden llegar a producir un aumento de peso de la estructura o incluso llegar a desechar por completo la pieza afectada.
- Mejora de cadencias de fabricación al reducir los tiempos de ciclo de las operaciones de taladrado.
- Reducción del coste por agujero de las operaciones de taladrado.

2.2.1. Operaciones de taladrado en la industria aeronautica

El proceso de taladrado tiene un impacto significativo en el coste global del ensamblaje. Los costos por agujero pueden variar ampliamente, oscilando desde unos pocos céntimos hasta varias decenas de euros. Las razones principales detrás de estos valores tan elevados son:

- El sector de la aviación se rige por estándares de calidad y seguridad muy estrictos, debido al alto valor de las piezas que emplea.
- Procesos de montaje complejos con multitud de piezas. Una muestra de esto es la variabilidad de remaches y tornillos que se emplean en un mismo componente (Figura 2).
- Herramientas de corte muy caras debido a la baja maquinabilidad de los materiales y a la complejidad adicional del taladrado en apilados híbridos.
- Altos tiempos de proceso debido al gran volumen de agujeros y la dificultad del mecanizado.
- Desarrollo de grandes utillajes específicos y máquinas de taladrado automáticas de grandes dimensiones con tecnología puntera.

En la Figura 3 se puede ver una muestra de la variedad de remaches sólidos roscados que se utilizan en el montaje de componentes de aviones.



Figura 2: Cono trasero del fuselaje del A350



Figura 3: Variedad de remaches sólidos roscados

El proceso de obtención del agujero varía según la tecnología utilizada y los materiales que se están taladrando. En algunos casos, puede requerir una única operación, mientras que en otros, como en el caso de los apilados híbridos fibra-metal, se realiza una operación previa de taladrado seguida de un escariado para obtener la calidad deseada. La elección del método y las etapas específicas del proceso dependerán de la complejidad y las exigencias técnicas del trabajo de taladrado en cuestión.

2.2.2. Emsamblaje de estructuras aeronauticas

[6]

El montaje y ensamblaje de estructuras aeronáuticas representan un desafío tanto desde el punto de vista de la ingeniería como desde el logístico, debido al gran volumen de piezas involucradas y la complejidad de la cadena de suministro.

En el proceso de fabricación de un avión comercial, este se descompone en múltiples sub-ensamblajes, tales como el empenaje (que incluye los estabilizadores horizontales y verticales de cola), las diversas secciones del fuselaje, las alas y los pilones utilizados para la unión de los motores. La Figura 4 muestra el sub-ensamblaje del HTP del A350 completo, incluyendo superficies aerodinámicas y la instalación eléctrica e hidráulica.



Figura 4: Estabilizador horizontal de cola del A350 en la estación de inspección de cliente de la factoría de Airbus Getafe. Imagen cedida por Airbus.

Para realizar las operaciones de taladrado dentro de un proceso industrial, hay que tener en consideración una serie de actividades, que influirán en la calidad final del agujero:

- El primer paso consistiría en el correcto posicionamiento de las piezas mediante un utillaje, el uso de pinzas de montaje.
- Una vez fijados y posicionados los componentes, se realizan las operaciones de taladrado.
- Posteriormente, se separan las piezas, se rebarba la entrada y la salida de todos los agujeros y se realiza una limpieza superficial para eliminar los residuos generados durante el mecanizado (lubricación o virutas). Además, en esta etapa se realizan rutinas de inspección de calidad.
- Estos pasos previos pueden repetirse varias ocasiones sobre un mismo componente en función de la complejidad del ensamblaje.
- Por último, se aplican sellantes, cuando sea necesario, se galgea y se montan de nuevo las piezas en su posición definitiva.

Las operaciones de taladrado se pueden clasificar en tres categorías: manual, semiautomática y automática. A menudo, se utiliza una combinación de estas tres en el mismo proceso, e incluso algunos agujeros se realizan en varias operaciones, cada una utilizando una tecnología diferente.

- Taladrado manual. En este caso, el operario es quien ejerce la fuerza de avance durante el proceso. Para asegurar la correcta posición del agujero y su perpendicularidad en la pieza, se utilizan plantillas y casquillos guía. Además, se emplean brocas con geometría especial, que cuentan con guías y un diseño adecuado para un buen desalojo de viruta.

Esta tecnología se destaca por su flexibilidad y su costo más económico al trabajar con cantidades reducidas de agujeros. No obstante, produce una calidad inferior, tiene limitaciones en cuanto a los diámetros y materiales que puede taladrar, y es más susceptible a errores humanos. Debido a su alta versatilidad, esta técnica se utiliza principalmente en operaciones de reparación, donde la adaptabilidad y el bajo volumen de agujeros son factores clave.

- Taladrado semiautomático. En este caso, el operario se encarga únicamente de posicionar la máquina, mientras que esta ejerce tanto el par torsor como la fuerza axial necesarios para realizar el taladrado. También requiere del uso de plantillas.

En este caso se consigue una mejor calidad y permite diámetros y configuraciones más complejas.

- Taladrado automático. Este tipo de taladrado se lleva a cabo utilizando centros de mecanizado CNC que controlan tanto el movimiento de corte como el posicionamiento de la broca de manera automatizada, sin necesidad de utillajes o plantillas adicionales. Estos centros de mecanizado suelen incorporar sistemas de visión y reconocimiento de imágenes, junto con controles de calidad autónomos.

En este caso, se consigue una mejor calidad, mejores cadencias de fabricación en grandes volúmenes de agujeros y permiten tener una trazabilidad del proceso:

Tradicionalmente, las operaciones de taladrado solían llevarse a cabo con múltiples pasadas sobre el mismo agujero, incrementando gradualmente su diámetro. Esta metodología implicaba la necesidad de realizar actividades adicionales, como limpieza y rebarbado, que no aportaban valor al proceso de fabricación..

Con el objetivo de agilizar y mejorar el ensamblaje, se han desarrollado las siguientes estrategias que ofrecen una mejora progresiva en el proceso.

- Taladrado en una operación, o OSD por sus siglas en inglés. Se emplea una única herramienta para lograr las dimensiones y la calidad superficial requerida en una sola operación. Esta técnica ofrece ventajas significativas, como un aumento en la cadencia de producción y la reducción de los costos de herramientas. Es ampliamente utilizada en la industria para el taladrado de materiales compuestos y aleaciones metálicas. Sin embargo, debido a su complejidad, no se aplica en apilados híbridos ni en diámetros grandes.
- Montaje en una operación, o OWA por sus siglas en inglés. Además de la operación en OSD, se elimina la necesidad de rebarbar y limpiar, lo que significa que las piezas no necesitan separarse una vez taladradas. Como resultado, las operaciones de galgeo y aplicación de sellante, si son requeridas, deben realizarse antes del taladrado. Por lo tanto no permite el uso de lubricación, o solo en cantidades mínimas, y el agujero debe estar libre de daños como rebabas o pequeñas delaminaciones.
- Adicionalmente, se podría mejorar los procesos OWA, realizando la instalación de remaches y tornillos en la misma estación de montaje donde se taladra.

Además del taladrado, es común realizar operaciones de avellanado para alojar la cabeza del remache o el tornillo, manteniendo la superficie aerodinámica. Estas tareas se llevan a cabo mediante el uso de herramientas especiales llamadas brocas avellanadoras, que integran la geometría de taladrado y avellanado en una sola herramienta (Figura 5).



Figura 5: Broca avellanador de metal duro con recubrimiento de diamante.

2.3. Taladrado Convencional

El taladrado es un proceso de mecanizado que implica la creación de agujeros al remover material, generalmente utilizando una herramienta cilíndrica rotatoria conocida como broca. Durante este procedimiento, el movimiento es continuo, y el diámetro del agujero resultante depende del tamaño de la broca utilizada.

Las brocas son elementos cilíndricos con labios afilados y una punta puntiaguda que giran a alta velocidad para eliminar material. Estas herramientas se componen principalmente de tres partes: el mango, el cuerpo y la punta. La Figura 6 muestra una vista detallada sobre la geometría y las diferentes partes de la broca [7,8].

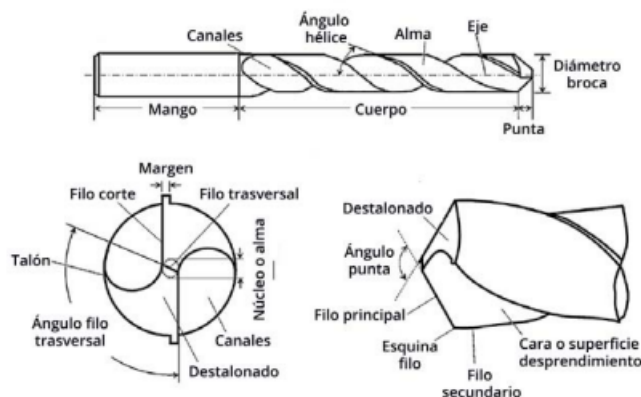


Figura 6: Vista en detalle de una broca con sus principales elementos.

- El mango es la sección de la broca que se conecta al porta-herramienta para permitir su rotación y evitar vibraciones durante el proceso de taladrado.
- El cuerpo de la broca se compone de varios elementos que permiten el desalojo adecuado de la viruta desde la zona de corte, en la punta, hasta la entrada del agujero. La longitud de corte de la broca es la suma del cuerpo y la punta de la herramienta, y determina la profundidad máxima que se puede taladrar con ella.

-Los canales tienen forma helicoidal y se utilizan para evacuar la viruta.

-El alma es la sección del cuerpo de la broca que se encuentra entre los canales y proporciona resistencia a la torsión. El ritmo de evacuación de la viruta se controla mediante el espesor del alma y el ángulo de hélice, que es el ángulo formado entre el eje de rotación y la arista del alma. Cuanto mayor sea el espesor del alma, mayor será la resistencia a la torsión, pero menor será la capacidad de evacuación de la viruta.

Según el ángulo de hélice, las brocas pueden ser de espiral rápida (ángulo de hélice grande), regular o convencional (ángulos en torno a 40 grados) o lenta (ángulos pequeños). Cuanto mayor sea el ángulo de hélice, mayor será la capacidad de desalojo de la viruta durante el proceso.

-El diámetro del cuerpo de la broca es ligeramente menor que el de la punta de la herramienta para evitar que el alma entre en contacto con la pieza a lo largo de todo el taladro. A esta característica se le conoce como cuerpo cónico o conicidad inversa.

- La punta es la parte de la broca donde se corta el material. Determina el diámetro final del agujero.

-El ángulo de la punta de la broca varía según el tipo de material a mecanizar. Se utilizan mayores ángulos para materiales duros y resistentes, ya que esto fortalece los filos de corte y produce virutas más estrechas. Por otro lado, se emplean ángulos de punta más pequeños en materiales más blandos, lo que reduce las fuerzas de empuje o axiales durante el proceso de taladrado.

Para el taladrado de aleaciones de aluminio, los ángulos de punta más comunes que se suelen utilizar son generalmente más agudos, es decir, ángulos más pequeños. Los valores típicos de ángulos de punta para aleaciones de aluminio suelen variar entre 90° y 120°. Estos ángulos más pequeños son apropiados para materiales más blandos como el aluminio, ya que ayudan a reducir las fuerzas de corte y minimizar el riesgo de astillado o daño en el material durante el proceso de taladrado. Es importante considerar la dureza específica de la aleación de aluminio y las condiciones del proceso para determinar el ángulo de punta más adecuado en cada caso.

-El núcleo o alma es el espesor de la punta medido entre los canales en la punta de la herramienta. Similar al ángulo de punta, un núcleo más grande proporciona mayor resistencia para taladrar materiales duros, pero también resulta en mayores fuerzas axiales durante el proceso de taladrado.

-El filo transversal es la arista que se forma en la punta de la herramienta. A diferencia de otras partes de la broca, el filo transversal no tiene una velocidad de corte, por lo que su función principal es empujar el material, lo que genera una parte significativa de la fuerza axial durante el proceso de taladrado.

-El margen es la parte del alma que va rozando con la pared del taladro, dando estabilidad para conseguir una adecuada tolerancia dimensional.

Finalmente, el filo de corte principal es el elemento que realmente elimina el material en forma de virutas. La Figura 8 muestra el proceso de arranque de material simplificado en un modelo ortogonal. La geometría del filo de corte se define fundamental por dos ángulos:

El ángulo de incidencia determina el apoyo del filo de corte y el rozamiento entre el material y el destalonado de la broca. Cuanto mayor sea este ángulo, menor será la interacción entre la herramienta y la superficie mecanizada, pero también resultará en un filo de corte más frágil. Generalmente se indica como α .

El ángulo de desprendimiento, llamado γ , se compone de la cara de la herramienta por donde fluye la viruta y la normal a la superficie mecanizada. Este ángulo puede ser positivo, lo que hace que la herramienta sea más afilada y reduzca las fuerzas de corte. Por otro lado, un ángulo de desprendimiento negativo produce un filo romo que aumenta las fuerzas y temperaturas generadas durante el proceso.

El ángulo de herramienta se obtiene de restar el ángulo de incidencia y el de desprendimiento a 90 grados.

El proceso de corte consiste en dos movimientos simultáneos de la broca: el de rotación y el de avance (Figura 7).

La velocidad de corte (V_c) de un proceso de taladrado, indica la velocidad lineal experimentada por la esquina del filo principal a causa del movimiento de rotación (n). Esta relación depende del diámetro de la herramienta. (D)

$$V_c = \frac{\pi \cdot D_t [mm] \cdot n \left[\frac{rev}{mm} \right]}{1000} \quad (1)$$

Por otro lado, la velocidad de avance (V_f) en el proceso de taladrado se refiere a la velocidad de penetración de la broca en el material. Sin embargo, la magnitud más relevante para analizar procesos de mecanizado es el avance (f), expresado en mm/rev (milímetros por revolución). El avance indica la distancia axial recorrida por los filos de corte en cada vuelta completa de la broca.

$$f \left[\frac{rev}{mm} \right] = \frac{V_f [mm]}{n \left[\frac{rev}{mm} \right]} \quad (2)$$

Durante el proceso de taladrado, el mecanismo de arranque de viruta puede explicarse de manera análoga a un corte ortogonal, como el mostrado en la Figura 8.

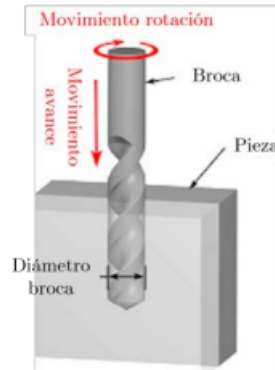


Figura 7: Proceso de taladrado

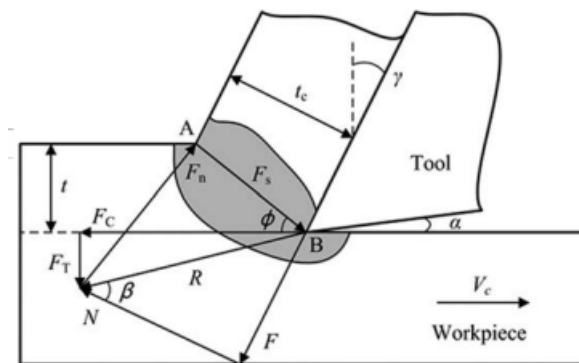


Figura 8: Ángulos y fuerzas de corte

Durante el proceso de taladrado, el espesor de la viruta no deformada (t) es sometido a deformación por cortadura cuando se acerca al plano de cizallamiento AB, también conocido como la zona de deformación primaria. La característica principal de esta zona es el ángulo de cizallamiento (ϕ), el cual satisface el principio de mínima energía. Posteriormente, la viruta se desliza por la superficie de desprendimiento, o zona de cizalladura secundaria, con un ángulo γ y con un espesor t_c .

Las fuerzas de corte inducidas por el proceso de perforación se dividen comúnmente en dos componentes principales, es decir, fuerza de empuje y par. Fuerza de empuje, denotada por F_z , corresponde a la fuerza resultante que actúa perpendicularmente a la superficie de la pieza, es decir, en la dirección de avance de la broca, necesaria para mantener la herramienta de corte en la pieza durante su movimiento en la dirección de avance. Refleja el comportamiento tribológico de la interacción herramienta-chip [9].

Según lo sugerido por López de Lacalle et al.[10] la fuerza de empuje (F_z) puede considerarse como la consecuencia de los efectos tanto de la muesca del borde del cincel con el material como del corte de los bordes principales. Por lo tanto, es posible descomponer F_z en dos componentes, como se ilustra en la Figura 9.

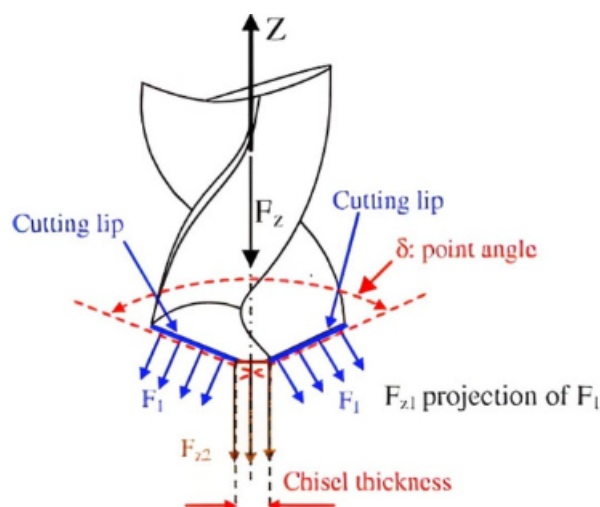


Figura 9: Descomposición de la fuerza de empuje [11]

El torque, representado por M_z , refleja la cantidad de fuerza necesaria para girar la broca durante el proceso de perforación [9]. Esto se relaciona con el comportamiento tribológico de la interacción entre la herramienta y la superficie perforada. Las fuerzas generadas en las direcciones de los otros ejes son despreciables en comparación con F_z y M_z , ya que son mucho más bajas.

Durante el mecanizado, el calor se genera por diferentes fuentes:

- Debido a la formación de viruta por cizalladura en la zona de deformación primaria.
- Por fricción entre la viruta y la superficie de desprendimiento en la zona de cizalladura secundaria.
- En la zona terciaria, por rozamiento entre la pieza mecanizada y la superficie de desprendimiento de la broca.

Las interacciones entre la viruta y la herramienta provocan desgaste, lo que reduce las capacidades de corte de la broca y acorta su vida útil. El desgaste se define como la eliminación o adición de material no deseado en el filo de corte, lo que resulta en una deformación permanente y alteración de su geometría. Esto se traduce en [12] :

- Reducción de la resistencia del filo de corte.
- Aumentar de las fuerzas y temperaturas del proceso.
- Degradación del acabado superficial de la pieza y pérdida de tolerancia dimensional.

Una posible solución para controlar el tamaño y la forma de las virutas es emplear ciclos de mecanizado especiales.

La mayoría de los controles de las máquinas herramientas ofrecen ciclos de "Peck drilling.^{en} los cuales el taladrado se realiza de forma interrumpida en etapas. En este proceso, una vez que la broca ha penetrado hasta un valor determinado ("picotazo"), se retira una pequeña distancia para romper la viruta, y luego continúa penetrando (Figura 10). Estos ciclos permiten romper las virutas de manera que sean lo suficientemente pequeñas para fluir hacia arriba a través de las estrías de la herramienta sin dañar la superficie o causar un desgaste prematuro de la herramienta. Sin embargo, la desventaja de los ciclos de "Peck drilling.^{es} que requieren más tiempo para completar cada agujero. En grandes series de producción, estas limitaciones pueden ser un problema significativo [13].

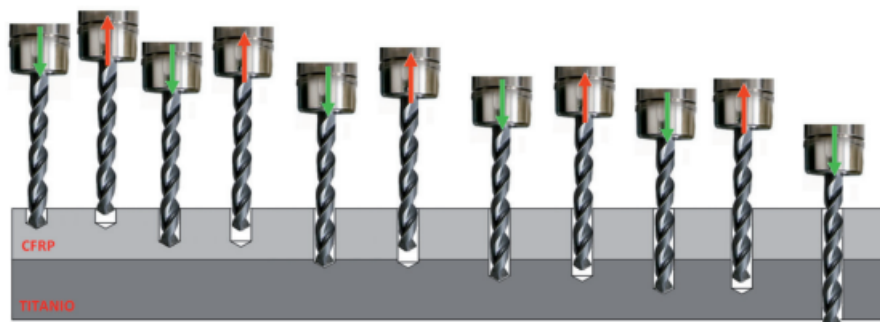


Figura 10: Taladrado de un apilado CFRP/Titanio con una secuencia de "Peck drilling"

Otra alternativa para evitar la generación de virutas excesivamente largas es superponer un movimiento axial alternativo al avance continuo de la broca. Para lograr este movimiento vibratorio, se puede reducir la rigidez axial del sistema de mecanizado (excitación libre) o imponer un movimiento a la herramienta (excitación forzada).

En el primer caso, la reducción de la rigidez axial del sistema mecánico puede hacerlo más susceptible a la aparición de vibraciones no deseadas durante el mecanizado, conocidas como "chatter". Estas microvibraciones pueden amplificarse y mantenerse, lo que se conoce como un taladrado con vibraciones auto-sostenibles. Cabe destacar que esta técnica puede ser complicada de implementar de manera robusta en un sistema de mecanizado industrial. Por otro lado, en el caso de imponer una excitación forzada, el movimiento vibratorio puede lograrse mediante diversas tecnologías. Algunas de las más comunes incluyen sistemas piezoeléctricos, electromagnéticos, hidráulicos, de engranaje no circular, de leva, entre otros. La elección de una técnica u otra dependerá de la importancia de la frecuencia de excitación y la amplitud deseada para el proceso.

Sin embargo, los mecanismos de desgaste son altamente variables y dependen de factores como el material a mecanizar, los parámetros de corte o la geometría de la herramienta. Los más comunes son [14]:

- Flanco. Se produce por abrasión en la superficie de incidencia debido al contacto con el material mecanizado. Se caracteriza por pequeñas muescas paralelas a la velocidad de corte.
- Astillamiento. Se produce por la formación de microroturas de carácter frágil y localizado en la arista del filo, debido a fuerzas excesivas y/o intermitentes.
- Cráter. Se identifica como un desgaste con forma cóncava en la superficie de desprendimiento. Es producido por interacciones químicas a alta temperatura entre la broca y la viruta, provocando pérdida de material.
- Filo de aportación o recrecido. Se produce debido a las elevadas presiones y temperaturas en el plano de cizalladura, adhiriendo material de la viruta en el filo de corte.
- Fisuras térmicas perpendiculares al filo de corte que pueden producir astillamiento o una rotura catastrófica.

En el corte ortogonal descrito anteriormente, se presentan diversos mecanismos de desgaste según los materiales de la herramienta y la pieza, así como las condiciones de corte. A continuación, se describen los principales mecanismos de desgaste en el corte ortogonal y se ilustran en la Figura 11 [15]:

- Desgaste por abrasión: Este mecanismo de desgaste ocurre cuando las partículas abrasivas generadas por el desgaste o partículas externas como arena y polvo se quedan atrapadas en la superficie de contacto y eliminan material principalmente mediante la formación de surcos. Este tipo de desgaste se produce en áreas donde hay contacto y desplazamiento relativo, y su intensidad depende de la velocidad y las durezas de los materiales en contacto.

- **Desgaste por adhesión:** En este caso, el desgaste ocurre debido al movimiento relativo entre las superficies, que puede ser un deslizamiento unidireccional o de vaivén. Se ha observado que los picos superficiales que coinciden fluyen plásticamente y forman fuertes uniones endurecidas por el trabajo. A medida que estas uniones se rompen bajo la tracción tangencial impuesta, los sólidos pierden material, lo que puede generar rebabas o virutas en el acabado. Este tipo de desgaste suele ocurrir bajo altas temperaturas y presión, lo que puede dar lugar a la formación de soldaduras entre las superficies en contacto.
- **Desgaste por corrosión:** Este tipo de desgaste puede ocurrir debido a las altas temperaturas que alcanzan los materiales en el proceso de mecanizado y la presencia de oxígeno en el ambiente.
- **Desgaste por difusión:** ocurre debido a las altas temperaturas y velocidades relativas durante el proceso de mecanizado. En estas condiciones, puede producirse el fenómeno de difusión entre los materiales en contacto, lo que lleva a la interacción y transferencia de átomos entre las superficies. Esto puede afectar la dureza de la herramienta, debilitándola frente a otros mecanismos de desgaste y reduciendo su vida útil.

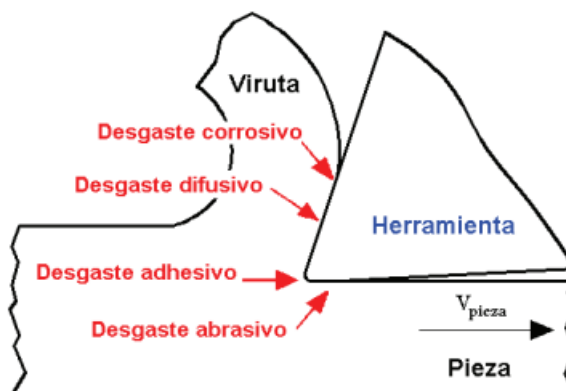


Figura 11: Distribución aproximada de mecanismos de desgaste.

2.3.1. Cálculo de tiempos y costes de fabricación en el Taladrado Convencional

- **Tiempo de producción**

En tiempos de producción de un lote de N_b piezas será la suma de los siguientes componentes:

-Tiempo de arranque de viruta: $N_b \cdot t_m$

-Tiempo de no arranque de viruta común a todas las piezas: $N_b \cdot t_l m$

-Tiempo invertido en los cambios de herramienta: $N_b \cdot t_{tc}$

El tiempo de arranque de viruta por pieza t_m depende de la velocidad de corte, si ésta es continua será inversamente proporcional a ésta.

El tiempo de no arranque de viruta común a todas las piezas t_l hace referencia a los tiempos de carga y descarga de pieza, y a los reposicionamientos de las herramientas entre pasadas. Es el tiempo de producción en el que no se está desgastando la herramienta.

El número de herramientas invertidas en la fabricación de un lote será tal que queden desgastadas cada vez que se cambien (Ecuación 3):

$$N_b \cdot t = N_b \cdot t_m \quad (3)$$

siendo t la vida de cada uno de los filos de la herramienta que depende de la velocidad de corte según la ley de Taylor.

El tiempo promedio por pieza será (Ecuación 4):

$$t_{pc} = t_l + t_m + \frac{N_t}{N_b} \cdot t_{ct} \quad (4)$$

Al tiempo correspondiente por cada pieza, se le ha añadido la fracción correspondiente al cambio de herramienta que se realizará cada N_b/N_t piezas.

■ Coste de Producción

En el coste de producción entran los siguientes factores:

-Coste medio por filo de herramienta C_t

-Tasa horaria de la máquina M que son los gastos de la máquina sólo por existir: amortizaciones, salarios de operarios, gastos de mantenimiento, gastos generales, . . .

-Materia prima y energía: Estos costos son constantes por unidad y no están vinculados a la velocidad de corte. Todas las unidades del lote se originan a partir de la misma fuente de materia prima, y además se elimina la misma cantidad de material en cada operación (con la misma energía específica de corte y la misma cantidad de material retirado).

Así pues el coste variable promedio por pieza será (Ecuación 5):

$$C_{pr} = M \cdot t_{pr} + \frac{N_t}{N_b} \cdot C_t \quad (5)$$

■ Eficiencia económica

Es el beneficio económico obtenido por unidad de tiempo. En ocasiones, lo crucial no es tanto reducir los costos como maximizar el beneficio por unidad de tiempo. Si el precio de venta de cada unidad es S , la eficiencia económica por unidad se puede expresar mediante la Ecuación 6 como sigue:

$$\frac{S - C_{pr}}{t_{pr}} \quad (6)$$

■ Selección de la velocidad de corte

Se pueden representar las variables de tiempo, coste y eficiencia en términos de la velocidad de corte para cada una de las operaciones. Dado que las piezas constan de múltiples operaciones, cada una de ellas con velocidades y herramientas diferentes, la tarea de optimización implica calcular derivadas parciales de las velocidades individuales. Generalmente, el problema se puede descomponer en operaciones independientes, por lo que resulta suficiente optimizar cada operación por separado, considerando los diferentes criterios de optimización.

Los distintos criterios para la selección de la velocidad óptima pueden ser los siguientes:

-Máxima productividad. Consiste en minimizar el tiempo promedio necesario para producir una pieza, lo que permite obtener un mayor número de piezas en el mismo intervalo de tiempo. Este enfoque se elige generalmente cuando se está retrasado en la entrega del componente. No obstante, suele resultar costoso debido al alto consumo de herramientas que conlleva.

-Mínimo coste. Es el nivel de funcionamiento en el que se minimiza el tiempo de producción de la pieza, lo que a su vez maximiza el beneficio. Normalmente se elige este modo cuando la máquina no tiene una urgencia apremiante para finalizar la tarea, ya que se prevé que puede haber períodos de inactividad..

-Máxima rentabilidad. En este régimen se maximiza la eficiencia, de forma que se maximiza el beneficio (o se minimizan las pérdidas) por unidad de tiempo. Suele ser oportuno cuando no va a faltar trabajo a la máquina y tampoco aprietan los plazos.

Es recomendable tomar como puntos de referencia la velocidad que minimiza los costos y la velocidad que maximiza la productividad. El régimen de operación se elige generalmente entre estos dos valores, considerando las restricciones de tiempo y los posibles períodos de inactividad de la máquina herramienta.

2.3.2. Defectología

Las superficies mecanizadas en la industria aeronáutica deben cumplir con altos estándares de calidad debido al elevado valor de los componentes utilizados en esta industria y a los estrictos requisitos de seguridad impuestos en el sector.

Un agujero debe cumplir con ciertas condiciones para garantizar una adecuada calidad. Estas condiciones incluyen un buen acabado superficial, un diámetro dentro de las tolerancias requeridas para su aplicación específica, y la ausencia de cualquier daño causado durante el proceso de mecanizado.

2.3.3. Calidad Superficial

La calidad superficial obtenida en un proceso de mecanizado está influenciada por varios factores propios del proceso.

Se ha encontrado que entre los aspectos más importantes para predecir la rugosidad superficial se encuentran las variables de velocidad de avance, velocidad de giro y profundidad de corte.

Uno de los objetivos principales del mecanizado es optimizar la tasa de arranque de material (TAM) mientras se minimiza el desgaste de la herramienta, y se garantiza la calidad superficial y dimensional de las piezas dentro de especificaciones preestablecidas.

La calidad superficial de una pieza se evalúa mediante la integridad superficial, que considera tanto la topología de la superficie como las propiedades mecánicas y metalúrgicas, fundamentales para la fatiga, resistencia a la corrosión y vida útil de la pieza. La topología de la superficie se caracteriza por su textura, donde se miden varias magnitudes relacionadas con las desviaciones de la pieza respecto a la superficie nominal. Entre estas, la rugosidad superficial destaca como el parámetro más representativo debido a su influencia directa en la fricción, fatiga y resistencias electrónica y térmica.

En el mecanizado a alta velocidad, la rugosidad superficial adquiere una importancia destacada, ya que la alta velocidad conlleva grandes valores de avance, lo que puede resultar en niveles deficientes de acabado superficial.

Las investigaciones iniciales sobre el tema se centraron en identificar los factores que influyen en la rugosidad superficial. Uno de los pioneros en este campo fue Boothroyd y Knight [16], quienes clasificaron la rugosidad superficial en:

-Ideal, es el resultado de la geometría de la herramienta y la velocidad de avance.

-Natural, es el resultado de irregularidades del proceso de corte, tales como vibraciones, defectos en la estructura del material, desgaste de herramienta e irregularidades en la formación de la viruta, entre otras.

Estos autores modelaron el valor promedio de la rugosidad superficial ideal con la ecuación (7):

$$Ra = \frac{f^2}{32r} \quad (7)$$

Donde f es el avance, r el radio de la herramienta y Ra el valor promedio de rugosidad superficial.

Actualmente han surgido nuevas investigaciones en esta área. Uno de los que más ha profundizado en el tema es Pamies [17] quien clasificó los factores que afectan la rugosidad superficial en :

-Factores del proceso, son los que afectan a la máquina herramienta (como rigidez, sistemas de accionamiento, etc), a la pieza a mecanizar (geometría y material) y a la sujeción de la pieza a la máquina herramienta (rigidez del montaje y acceso de la zona a mecanizar).

-Factores indirectos del proceso, son los que afectan a la herramienta (material, sujeción, geometría, desgaste y alineación de los filos de la herramienta) y a las condiciones de corte (parámetros de corte y estabilidad de corte).

El modelo que propone incluye valores de R_{max} , como muestra la ecuación (8):

$$R_{max} = \frac{f^2}{4d} \quad (8)$$

Valor máximo de la rugosidad superficial.

Donde f es el avance y d es el diámetro de la herramienta.

Un trabajo relevante en este campo es el de Benardos y Vosniakos [18], quienes realizaron una revisión del estado del arte en fresado y torneado, enfocándose en dos problemas principales en la ingeniería de procesos de fabricación. En primer lugar, determinar los valores óptimos de los parámetros del proceso para obtener la calidad deseada del producto (cumpliendo con las especificaciones técnicas). En segundo lugar, maximizar la productividad del sistema de fabricación teniendo en cuenta los recursos disponibles.

En su estudio, los autores clasificaron los factores que afectan la rugosidad superficial según la Figura 12.

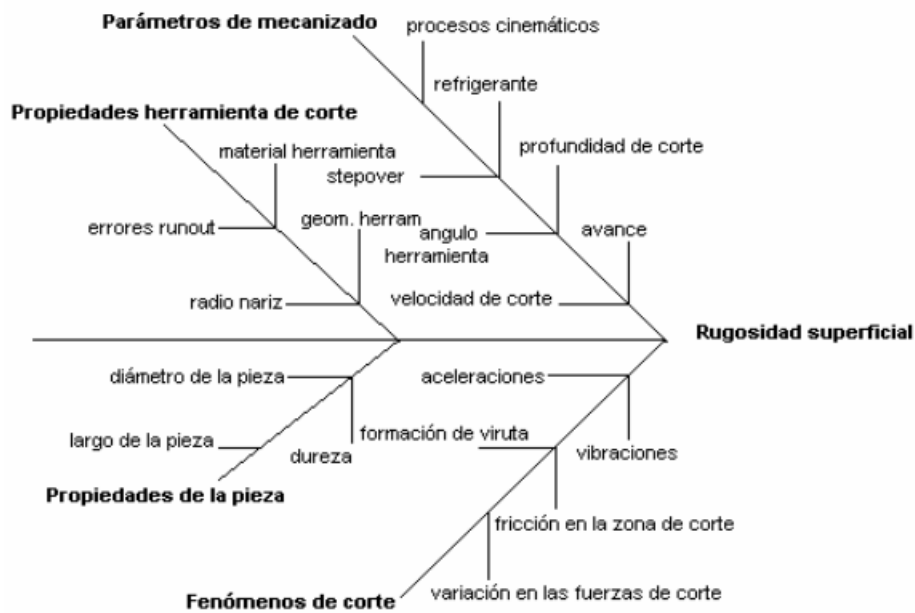


Figura 12: Diagrama con los factores que afectan la rugosidad superficial

Se ha desarrollado un modelo de predicción de acabado superficial que incorpora diversos factores, como la geometría y vida útil de la herramienta, la formación de virutas y la dureza del material. Este modelo se integra en un sistema supervisor inteligente multiobjetivo, como se muestra en la Figura 13. El holón de calidad superficial realiza una predicción acotada de la rugosidad, considerando los parámetros de corte reales que pueden ser relacionados por el supervisor inteligente con las restricciones de estabilidad de la máquina y la estimación del estado de la herramienta. El objetivo es obtener las condiciones de corte óptimas para lograr un acabado superficial de alta calidad.

Para el modelo de estimación de rugosidad superficial, se propone utilizar métodos de regresión lineal a partir de modelos geométricos, métodos experimentales y/o técnicas de inteligencia artificial, como redes neuronales, lógica borrosa o sistemas neuroborrosos que podrían proporcionar mejores ajustes a salidas reales.

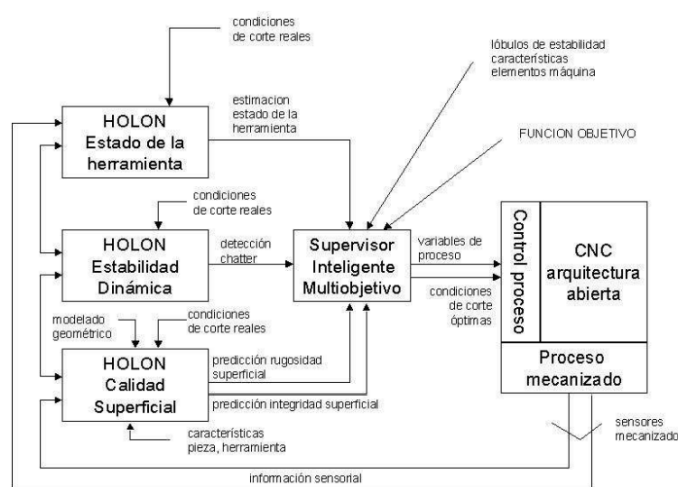


Figura 13: Sistema Supervisor Inteligente Multiobjetivo

2.3.4. Geométricos: Diámetros, Defectos de forma

En la actualidad, la reducción del peso estructural sigue siendo una de las principales estrategias para mejorar el rendimiento de las aeronaves y promover el ahorro de energía. Especialmente en secciones altamente sometidas a cargas del fuselaje y las alas, el uso de disposiciones de apilamiento de materiales compuestos metálicos de dos o tres capas resulta fundamental para garantizar la integridad estructural necesaria sin afectar demasiado el peso total [19].

La eficiencia y la calidad de las uniones y sujeciones dependen en gran medida de perforaciones sin daños con tolerancias estrictas. Por lo tanto, la calidad de los orificios perforados se convierte en un aspecto crítico para lograr una unión y sujeción óptimas [20, 21].

- Rendimiento de perforación de ensamblajes aeroespaciales.

Como se mencionó previamente, la perforación es un proceso de mecanizado esencial para unir diferentes materiales en la industria aeronáutica. Sin embargo, al perforar estos materiales disímiles, se presentan desafíos importantes, como el rápido y severo desgaste de la herramienta, el daño térmico inducido, la formación de orificios de gran tamaño, desviación de redondez y la generación de rebabas metálicas [22, 23, 24].

La calidad del orificio perforado en la industria aeronáutica se puede evaluar a partir de parámetros fuera de línea, como la delaminación, la rugosidad de la superficie de la pared del orificio, el error de circularidad del orificio, la desviación del tamaño del orificio y la altura de las rebabas. Por ejemplo, un empeoramiento en la rugosidad de la superficie del orificio puede provocar la expansión de áreas de tensión concentrada [25], aumentando la probabilidad de grietas por fatiga y disminuyendo la vida útil de las estructuras de las aeronaves [26].

Además, es fundamental investigar el desgaste de la herramienta y la formación de virutas, así como controlar los parámetros en línea, como las fuerzas de perforación y las temperaturas de perforación. Estos resultados son complementarios y esenciales para lograr un óptimo rendimiento en la perforación de ensamblajes aeroespaciales y reducir el riesgo de delaminación inducida por la perforación [27].

Los problemas dimensionales son frecuentes al perforar pilas aeroespaciales. Estos pueden manifestarse a través de tolerancias variables a lo largo del orificio perforado debido a las disparidades en los comportamientos térmicos y mecánicos entre los materiales compuestos y las aleaciones metálicas durante el proceso de perforación.

La precisión de un orificio perforado es comúnmente evaluada mediante el tamaño del orificio y los errores de circularidad, que son dos indicadores fundamentales para medir el rendimiento de perforación en los ensamblajes aeroespaciales.

El error de tamaño del orificio se refiere a la desviación del diámetro del agujero perforado con respecto al diámetro nominal esperado del orificio. Si esta desviación es positiva, el agujero está sobredimensionado, mientras que si es negativa, se considera que el agujero tiene un tamaño insuficiente.

Se recomienda una tolerancia de diámetro H9 (+36 μm para un rango de diámetro de 6 a 10 mm) para estructuras aeronáuticas, ya que la calidad de la unión del remache depende directamente del error en el tamaño del orificio. Mantener esta tolerancia asegura que los orificios cumplan con las especificaciones dimensionales requeridas para una unión adecuada. Además, evitar agujeros sobredimensionados o demasiado pequeños ayuda a minimizar la necesidad de operaciones posteriores al mecanizado, lo que a su vez reduce los costos de fabricación [28].

La circularidad es una tolerancia geométrica que proporciona información sobre la forma del agujero y permite evaluar la desviación de la sección transversal circular de un agujero perforado de un círculo perfecto. Se cuantifica mediante el cálculo del error de circularidad, también conocido como error de redondez, que se define como la diferencia radial entre el círculo de inscripción máximo y el círculo de circunscripción mínimo, como se muestra en la Figura 14. Ekici et al.[29], explican en su investigación cómo la ondulación de la superficie del orificio se determina experimentalmente tomando la diferencia entre los valores de radio mayor y menor medidos al tocar la superficie del diámetro del agujero en varios puntos con ángulos iguales.

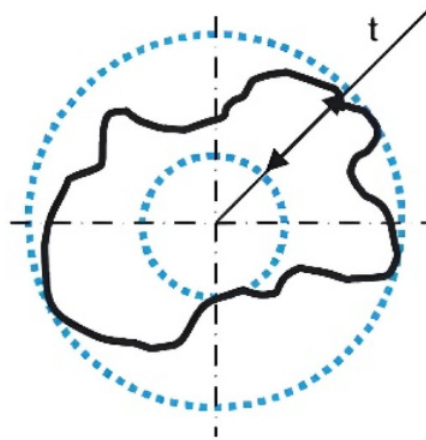


Figura 14: Definición de error de redondez

- Altura de rebaba en aluminio

Una rebaba es un defecto geométrico que puede ocurrir durante el proceso de taladrado de metales. Se manifiesta como una parte elevada presente en la periferia del agujero taladrado, siendo observable tanto en la entrada como en la salida del taladro, especialmente en aleaciones de aluminio.

La presencia de rebabas, que suele ser más prominente en la salida del agujero que en la entrada, puede atribuirse a la deformación plástica del material sin cortar durante el proceso de perforación. Este fenómeno resulta de la combinación de fuerzas significativas y la menor resistencia en el material de la pieza de trabajo, lo que lleva a la fractura por deformación plástica [30]. La alta temperatura localizada y la fuerza de empuje son factores directamente involucrados en este proceso de deformación plástica.

Como se muestra en la Figura 15, se pueden identificar dos tipos de rebabas, que se pueden identificar en la salida de una placa de aluminio perforada: rebaba uniforme y rebaba corona. La aparición de cada tipo de rebaba está influenciada por las propiedades del material de la pieza de trabajo, los parámetros de perforación y las fuerzas de corte utilizadas en el proceso de mecanizado [31, 32].

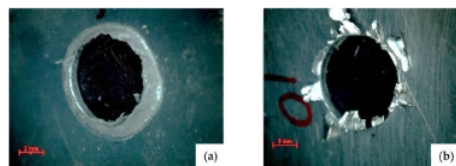


Figura 15: Tipos de rebabas: (a) uniforme y (b) corona [32].

Como explican Costa et al. [33], las rebabas en el orificio de entrada se forman debido al flujo plástico del material, mientras que las rebabas en el orificio de salida son causadas por la conformación del material, que se produce debido a altas tasas de compresión en el centro del orificio. La Figura 16 ilustra el mecanismo de formación de las rebabas de salida en el proceso de perforación.

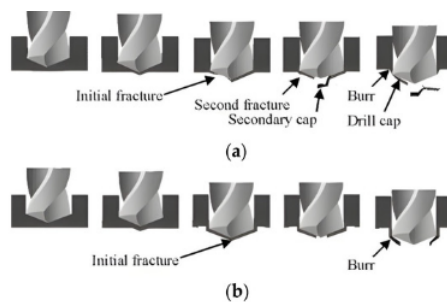


Figura 16: . Mecanismo de formación de rebabas en el proceso de taladrado: (a) rebaba uniforme y (b) rebaba corona [34].

Las rebabas uniformes comienzan su formación en el centro del orificio, donde el borde de cincel de la herramienta de corte aplica altas tasas de tensión de compresión sobre el material, provocando la primera fractura. Luego, el avance de la broca resulta en una segunda fractura que ocurre en la periferia del agujero, a medida que la deformación plástica se extiende desde el centro del orificio hacia los bordes de la herramienta.

Las rebabas uniformes se caracterizan por ser pequeñas y tener una altura uniforme, mientras que las rebabas de corona son más grandes y tienen una forma irregular alrededor del orificio de salida.

2.3.5. Influencia de la velocidad de corte

La aleación de aluminio de la serie 7000 (Al-Zn) es ampliamente utilizada en las industrias automotriz y aeronáutica debido a sus excelentes propiedades mecánicas. Estos sectores tienen requisitos de calidad muy exigentes debido a la importancia de la fiabilidad en sus productos [35].

La integridad superficial puede ser definida como el conjunto de propiedades superficiales adquiridas o modificadas durante un proceso de fabricación [36]. Estas propiedades finales se pueden analizar desde dos puntos de vista: desviaciones geométricas, considerando los defectos macrogeométricos (redondez, cilindricidad, excentricidad, etc.) y los defectos microgeométricos (rugosidades, microfisuras, partículas adhesión, etc.); y las propiedades físico-químicas (dureza, resistencia a la tracción, comportamiento a fatiga, etc.) [37].

En las industrias aeronáutica y automotriz, las operaciones de mecanizado son ampliamente utilizadas para la fabricación de piezas. En la actualidad, muchas de estas operaciones se llevan a cabo en condiciones secas debido a consideraciones medioambientales. Sin embargo, la ausencia de fluidos de corte en el mecanizado puede generar condiciones de corte severas que podrían afectar la integridad superficial de las piezas fabricadas [38]. En este sentido, entre las diferentes propiedades físico-químicas, en piezas de fabricación aeronáutica, el comportamiento a fatiga adquiere una especial importancia.

La evaluación de la integridad superficial en piezas de fabricación aeronáutica se realiza comúnmente mediante el perfil de rugosidad de la superficie, que puede estar relacionado con la generación de microfisuras en el comportamiento a fatiga. La rugosidad de la superficie está fuertemente influenciada por los parámetros de corte, como la velocidad de avance, la velocidad de corte y la profundidad de corte [39, 40].

En el estudio realizado por Javidi et al [41], se investigó la influencia de la velocidad de avance y el radio de la punta de la herramienta en el comportamiento de fatiga de la aleación 34CrNiMo6. Los resultados obtenidos indicaron que utilizar un radio de punta bajo y altos valores de avance aumentó la vida a fatiga de la aleación. Esto se atribuyó a un aumento de los esfuerzos residuales de compresión generados durante el proceso de mecanizado,

Davies et al. [42], se enfoca en analizar el comportamiento a fatiga de partes de helicópteros fabricadas con Titanio Ti-10V-2Fe-3Al utilizando diferentes procesos. Los resultados de su investigación indican que las operaciones de torneado duro generan una mejor vida de fatiga en las piezas fabricadas.

La influencia de la velocidad de corte en la vida a fatiga ha sido considerada por Sun et al. [43] En sus experimentos, llevaron a cabo las operaciones de torneado a velocidades de corte de 15, 30 y 45 m/min. Los resultados revelaron que la velocidad de corte de 30 m/min mostró la mayor tensión residual compresiva, lo que condujo al mejor comportamiento a fatiga en la aleación. Estos hallazgos resaltan la importancia de optimizar la velocidad de corte para mejorar la vida a fatiga.

Wiesner et al [44] relaciona la topografía de piezas torneadas AA7075 con la vida a fatiga. En su investigación, se analizó la topografía de la superficie mediante el parámetro R_q en diversas pruebas de torneado, empleando velocidades de avance que variaban entre 0,01 y 0,40 mm/r, y dos radios de punta diferentes: 0,40 y 0,80 mm. Además, se aplicó un tratamiento térmico para eliminar la microdureza y las tensiones residuales que pudieran afectar el comportamiento a fatiga. Los resultados de este estudio concluyeron que valores elevados de R_q estaban relacionados con un deterioro en el comportamiento a fatiga.

Gómez-Parra [45] llevó a cabo un análisis sobre la influencia de los parámetros de corte en el comportamiento a fatiga de la aleación UNS A92024. En este estudio, se evaluaron diferentes valores de avance, entre 0,05 y 0,20 mm/r, y velocidades de corte que variaron de 40 a 170 m/min, manteniendo la profundidad de corte constante en 0,5 mm. El autor llegó a la conclusión de que el avance es el parámetro de corte más relevante, ya que al incrementar su valor se observó una reducción en la vida a fatiga de la aleación. En cuanto a la velocidad de corte, su influencia solo fue significativa en el rango bajo de velocidad de avance estudiado, donde un aumento en la velocidad de corte condujo a una disminución en la vida a fatiga.

De acuerdo con las investigaciones previamente mencionadas, se establece una relación entre las condiciones superficiales y el comportamiento a fatiga en distintos materiales. Estas condiciones superficiales están fuertemente influenciadas por los parámetros de corte utilizados durante el proceso de mecanizado [46, 47, 48].

2.3.6. Influencia de las características del material con las fuerzas de corte en el taladrado convencional

Las fuerzas de corte durante el mecanizado de aleaciones de aluminio son considerablemente inferiores en comparación con las fuerzas presentes en aleaciones ferrosas, debido a la menor dureza mecánica del aluminio. Esta diferencia puede alcanzar hasta un 70 % menos de presión específica de corte en el proceso.

Las aleaciones que contienen menos del 15 % en volumen de partículas aleantes y que no se someten a un proceso de envejecimiento tienden a reducir las fuerzas de corte en al menos un 10 %. Aumentar la velocidad de corte generalmente disminuye las fuerzas de mecanizado, independientemente de la resistencia de la aleación. Esto ocurre debido a que el esfuerzo cortante disminuye con el aumento de la velocidad, ya que la temperatura se incrementa. Sin embargo, si la velocidad de corte es excesivamente alta, la tasa de deformación puede resultar en un aumento de las fuerzas de corte necesarias.

A pesar de que en el mecanizado de aleaciones de aluminio las fuerzas generadas son mucho menores que en el caso de los aceros, la potencia necesaria para mecanizar aleaciones de aluminio es mucho mayor debido a las altas velocidades de giro que requieren los materiales, sin embargo “la energía específica de corte es muy baja ya que el volumen de material removido es muy alto gracias a las velocidades de giro y de avance. La energía específica de corte es directamente proporcional a la dureza y resistencia mecánica del material y es inversamente proporcional a la velocidad de giro y de avance” [49].

Las aleaciones de aluminio tienen una baja temperatura de fusión, lo que generalmente no afecta significativamente las propiedades mecánicas de las herramientas de corte utilizadas para mecanizarlas. Sin embargo, un aumento en la temperatura por encima de cierto nivel puede provocar alteraciones microestructurales, esfuerzos residuales, errores de tolerancia y desgaste acelerado de la herramienta, así como rozamiento entre los ejes de la herramienta y el material de corte.

2.3.7. Resumen

Durante las tareas de ensamblaje de estructuras aeronáuticas, los materiales deben someterse a ciclos de taladrado previos al montaje final, ya que la calidad de las uniones está estrechamente ligada a la calidad de los agujeros. Por esta razón, los agujeros deben cumplir con requisitos dimensionales y geométricos muy estrictos.

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. Para reducir tiempos y evitar errores de posición, las estructuras se taladran en una única operación, lo que representa un nuevo desafío debido a las distintas propiedades mecánicas y térmicas de los materiales involucrados.

En este contexto, mantener tolerancias bajo control cuando los materiales difieren entre sí representa un verdadero desafío. Entre los problemas destacados en la operación se encuentran 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 o materiales que surgen en la intercara del apilado. Durante el mecanizado de estructuras híbridas, es crucial tener en cuenta tres zonas o regiones diferentes: el material compuesto, la aleación metálica y la intercara entre ambos materiales.

En el caso de las aleaciones metálicas, los daños en el agujero se originan por las altas temperaturas y fuerzas que se generan durante el proceso de corte. Entre los diversos defectos que pueden aparecer, la formación de rebaba en la salida del agujero es el problema crítico, dado que su eliminación es crucial para el ensamblaje posterior de la pieza. Además, el hecho de que se encuentre en la intercara entre materiales puede requerir el desmontaje del apilado para su corrección [50].

Simultáneamente, es crucial considerar la importancia y dificultad de la evacuación del calor y las virutas en estos procesos. Durante el corte de la aleación metálica, las virutas generadas pueden ocasionar daños en la superficie del material compuesto, mientras que la acumulación de calor puede causar la degradación de la matriz polimérica.

El desgaste de las herramientas es un factor de suma importancia en el mecanizado de estructuras híbridas, donde los mecanismos de desgaste de cada material están interrelacionados, lo que dificulta su análisis. En el caso del material compuesto, el corte intermitente, su elevada dureza y baja conductividad térmica llevan a un desgaste predominante de las caras de incidencia y desprendimiento, provocando un redondeo de los filos de corte. Por otro lado, en la aleación metálica, las elevadas temperaturas en el contacto favorecen los mecanismos de desgaste por adhesión y difusión, lo que resulta en un acusado astillado de los filos de corte [50].

Para lograr un mecanizado exitoso de estas estructuras combinadas, es fundamental contar con herramientas de alta dureza y tenacidad, que posean una elevada conductividad térmica y un comportamiento químico lo más inerte posible.

En relación a esto, se han investigado diversas opciones de herramientas para el mecanizado de estructuras híbridas. Entre ellas, se han estudiado herramientas de metal duro con y sin recubrimiento, así como herramientas de diamante policristalino (PCD). Algunos hallazgos destacados han sido realizados por Sousia [51], quien observó que los recubrimientos de TiN, Al₂O₃ y Ti[C,N] presentan resultados deficientes debido a su baja conductividad térmica, lo que dificulta la evacuación del calor generado durante el corte.

Por otro lado, Fujiwara [52] determinó que los recubrimientos de tipo TiAlCr/TiSi son más adecuados para estas aplicaciones en comparación con los mencionados anteriormente. Sin embargo, los mejores resultados se obtienen al emplear herramientas de PCD o herramientas recubiertas con diamante.

La introducción de fluidos de corte aporta numerosas ventajas. Sin embargo, su aplicación también conlleva la necesidad de desmontar la estructura para limpiar la intercara, lo que impide la implementación de técnicas OWA.

En esta etapa, el análisis de alternativas y nuevas técnicas de taladrado se convierte en una necesidad imperiosa para alcanzar los objetivos propuestos. En busca de soluciones efectivas, se están explorando estrategias innovadoras como el "peck drilling", el taladrado asistido por vibraciones y el fresado helicoidal. Estas nuevas aproximaciones buscan abordar los desafíos planteados y superarlos con éxito.

2.4. Taladrado Orbital

El taladrado helicoidal es un método para realizar agujeros en el que la herramienta de fresado sigue una trayectoria orbital mientras gira alrededor de su eje (Figura 17). Este proceso ofrece diversas ventajas en comparación con el taladrado convencional. La trayectoria helicoidal se divide en direcciones axial y tangencial, lo que permite combinar el corte frontal y periférico.



Figura 17: . Representación del taladrado helicoidal.

El fresado helicoidal ofrece diversas estrategias que permiten crear geometrías de agujeros complejas, como diferentes diámetros, agujeros cónicos y agujeros cónicos con formas complicadas. Además, esta técnica posibilita realizar operaciones de acabado sin necesidad de cambiar la herramienta, gracias a la capacidad de ajustar la excentricidad del punto central de la herramienta para el centro del agujero [53].

El fresado helicoidal es un proceso de mecanizado innovador que puede utilizarse como una alternativa al taladrado convencional [54,55,56,57,58]. En este método, además de la rotación de la herramienta, se emplea un avance helicoidal, lo que permite eliminar material cerca del centro del agujero mediante el corte, en lugar de la extrusión como ocurre en la perforación convencional. Esta característica resulta en fuerzas de empuje más bajas durante el proceso de mecanizado [53, 59].

La cinemática del proceso permite obtener diferentes diámetros de agujeros sin necesidad de cambiar la herramienta, lo que resulta en un ahorro de tiempo de ciclo al evitar los cambios de herramienta. [60, 61, 62, 63, 64] Además, esta técnica evita la necesidad de realizar procesos adicionales de acabado de agujeros, como re-taladrado, escariado y avellanado [65].

El fresado helicoidal presenta una importante ventaja en la corrección en línea de los errores dimensionales y geométricos del agujero mediante un ligero ajuste en el diámetro helicoidal [66]. A medida que la vida útil de la herramienta de perforación se acerca a su fin, es común observar desviaciones dimensionales y geométricas en el agujero, como han confirmado Coldwell et al [67] .

La perforación helicoidal en estructuras de aeronaves ofrece la ventaja de eliminar la necesidad de desmontaje para realizar el desbarbado, eliminar virutas o limpiar los refrigerantes o lubricantes, lo que resulta en un ahorro de tiempo significativo [68]. Además, este método de perforación genera fuerzas de corte axial más bajas en comparación con la perforación convencional, lo que permite el uso de robots industriales estándar de bajo costo para perforar agujeros dentro de las tolerancias requeridas [69].

La evacuación de virutas es un beneficio del fresado helicoidal ya que estas son transportadas fuera de la zona de corte gracias al juego radial entre el agujero y la herramienta. En contraste, en el taladrado, las virutas son evacuadas a través del espacio de la flauta [53]. Además, el fresado helicoidal permite realizar avellanados y biselados simplemente programando la trayectoria adecuada de la herramienta [53]. También se ha observado que este método ofrece buenas condiciones de fluidos durante el proceso de mecanizado. [70, 71, 72].

A diferencia del taladrado, donde los materiales difíciles de cortar pueden llevar a un modo de falla catastrófico de la herramienta, el fresado helicoidal ofrece la ventaja de permitir el monitoreo de la evolución del desgaste de la herramienta y una mejor comprensión del mecanismo de desgaste [73,74].

En el fresado helicoidal, se puede controlar el desgaste de la herramienta en los filos de corte periféricos, donde el contacto con el material de la pieza de trabajo no es constante, y en los filos de corte inferiores, donde el corte es continuo y se produce un desgaste más significativo, lo que determina la vida útil de la herramienta [74]. La capacidad de ajustar la excentricidad permite corregir la trayectoria de la herramienta para compensar el desgaste, evitando desviaciones en el diámetro del pozo [72, 75].

- Comparativa del fresado helicoidal vs taladrado axial. Ventajas e inconvenientes.

Una de las principales ventajas del fresado helicoidal es su flexibilidad, que permite obtener diferentes diámetros de agujeros y diversas geometrías sin la necesidad de cambiar la herramienta.

La implementación de estrategias de fresado helicoidal permite realizar agujeros con una relación entre el diámetro de la herramienta y el diámetro del agujero que oscila entre un 55 % y 90 %. Además, el fresado helicoidal posibilita una significativa reducción en la cantidad de herramientas necesarias, ya que se pueden realizar diferentes diámetros de agujeros sin requerir cambios de herramientas. Asimismo, esta técnica permite eliminar la necesidad de utilizar múltiples herramientas para obtener agujeros de mayor tamaño o para lograr altos estándares de calidad [73]. Estos son algunos de los motivos que posicionan actualmente esta estrategia como la mejor alternativa para mecanizar agujeros de gran tamaño, en contraste con los costosos procesos de taladrado axial que requieren herramientas de gran diámetro aplicadas en múltiples etapas. Aunque su uso es ampliamente reconocido en agujeros grandes, es importante mencionar que esta estrategia también puede ser extrapolada al taladrado de diámetros pequeños, inferiores a 10 mm, un campo que aún no ha sido suficientemente explorado en la actualidad.

Desde un enfoque funcional, se comprende que las propiedades presentes en los componentes en servicio están estrechamente relacionadas con los procesos utilizados durante su fabricación. Esto se debe al impacto que dichos procesos tienen sobre la integridad superficial de los componentes. En particular, la resistencia a la fatiga es una propiedad crucial, y las tensiones residuales desempeñan un papel fundamental en este aspecto.

La influencia de la estrategia de fresado helicoidal en las tensiones residuales y la vida a fatiga del componente mecanizado ha sido un factor que ha limitado el uso de esta tecnología. Deiter, en su investigación [76], llega a la conclusión de que las operaciones realizadas con esta estrategia muestran una significativa disminución en la vida a fatiga en comparación con el taladrado axial, y señala que las tensiones residuales podrían ser una posible causa de este deterioro en el rendimiento.

Sin embargo, estudios recientes han demostrado 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 es tan perjudicial como se pensaba. De hecho, puede resultar beneficioso al inducir las denominadas tensiones "buenas" (tensiones a compresión), lo que se traduce en un mejor comportamiento en ensayos a fatiga.

En este sentido, Sun compara en sus investigaciones [77, 78], 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 18). Por otro lado, Jiang [79] y Ruihu Zhou [80] 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 19).

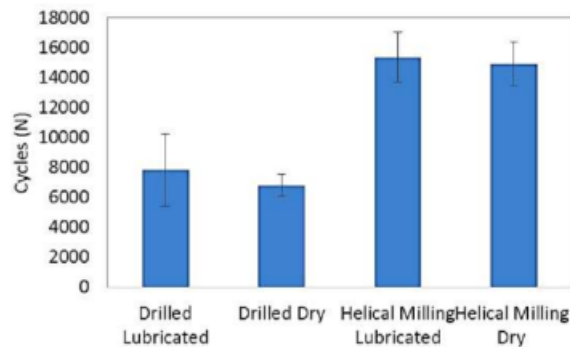


Figura 18: Comparación del número de ciclos hasta el fallo para diferentes procesos de taladrado [77].

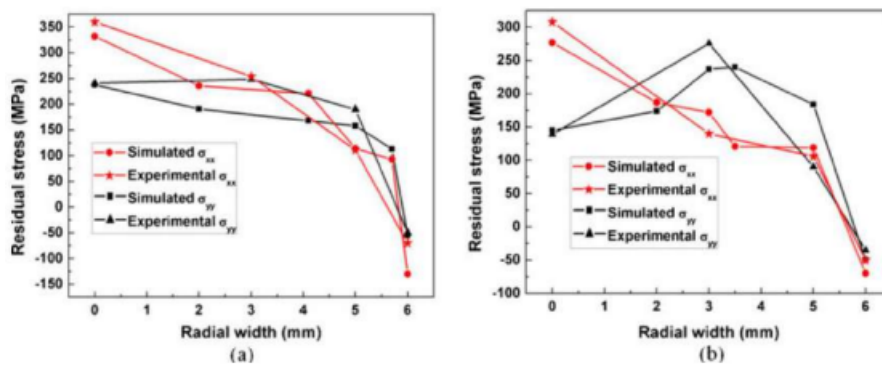


Figura 19: Distribución de tensiones residuales en la dirección del avance de la herramienta y la vertical para a) velocidad de avance de 0.2 mm/diente; b) velocidad de avance de 0.05 mm/diente [81].

La evacuación de la viruta siempre representa un desafío en las operaciones de taladrado, pero la cinemática del fresado helicoidal ofrece una ventaja evidente. Esta cinemática mejora la eficiencia de aspectos como la evacuación de la viruta y el calor, creando espacios que facilitan el uso de sistemas de lubricación externos menos agresivos con el medio ambiente. Además, abre la posibilidad de realizar mecanizados en seco, sin la necesidad de utilizar fluidos de corte (dry machining) [82, 83].

Por otro lado, las fuerzas axiales que se generan durante el mecanizado (perpendicular al plano de trabajo) son considerablemente menores en comparación con las del taladrado axial. Este es un factor muy importante en la formación de rebabas en el caso de los materiales metálicos, y generan la necesidad de realizar operaciones de desbarbado y limpieza.

A pesar de que el proceso de taladrado mediante estrategias de fresado helicoidal emplea trayectorias y herramientas distintas a las operaciones de taladrado axial, los mecanismos de formación de rebaba son muy similares. Durante el fresado helicoidal, la herramienta sigue una trayectoria que le permite salir del material por un lateral y luego continuar el corte de la última capa siguiendo un camino por el borde del agujero, como se observa en la Figura 20. La trayectoria de la herramienta, junto con los menores esfuerzos axiales involucrados, son los principales factores que contribuyen a que la formación de rebaba en el fresado helicoidal sea significativamente menor que en el taladrado convencional [84, 65].

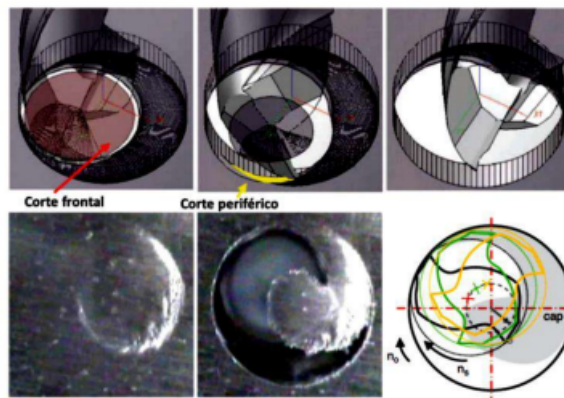


Figura 20: Zonas de corte axial y periférico en la salida del agujero por parte de la herramienta.

En 2009, Brinksmeier [85] llevó a cabo un estudio sobre la influencia de los parámetros de mecanizado en el fresado helicoidal y su relación con la formación de rebaba. Los resultados mostraron que un aumento en la fuerza de corte y la velocidad de avance favorece la aparición de rebabas.

En [86, 87] se presenta una comparación entre los procesos de taladrado axial y fresado helicoidal. Estos estudios utilizaron herramientas con recubrimiento de diamante para mecanizar piezas de CFRP unidireccionales. El enfoque principal fue analizar los daños en la pieza, el desgaste de las herramientas, las variaciones en el diámetro final del agujero y el tiempo de ciclo. El taladrado orbital, como se define en el estudio, logró una mayor calidad en los agujeros al generar menores esfuerzos de corte (Figura 21). Sin embargo, este proceso requería una máquina herramienta más compleja y dinámica, lo que resultaba en mayores tiempos de proceso. Al comparar las fuerzas axiales, el taladrado axial generó fuerzas hasta tres veces mayores que el taladrado orbital. Además, después de un desgaste inicial de la fresa, las fuerzas de corte se estabilizaron y permanecieron casi constantes. Esto condujo a una reducción significativa de los daños en la salida y superficie del agujero, como grietas en las fibras, desprendimiento y flexión. Sin embargo, el tiempo de proceso fue el doble que el del taladrado axial.

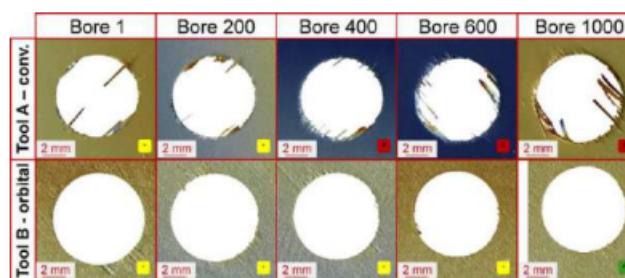


Figura 21: Imágenes de microscopio de la salida de los agujeros.

La mayoría de las ventajas del fresado helicoidal provienen de su cinemática del proceso. A continuación, se realizará un análisis de la cinemática de esta estrategia para destacar sus beneficios.

- Variables cinemáticas del proceso de fresado helicoidal.

En el fresado orbital, los agujeros se obtienen mediante la combinación del movimiento de rotación de la herramienta junto con su desplazamiento a lo largo de una trayectoria helicoidal, como se muestra en la Figura 22 a). Este movimiento de la herramienta sobre la trayectoria helicoidal se puede descomponer en dos componentes: un movimiento circular en el plano de trabajo y un movimiento axial perpendicular al mismo, lo que da lugar a los movimientos de avance tangencial y axial, como se observa en la Figura 22 b).

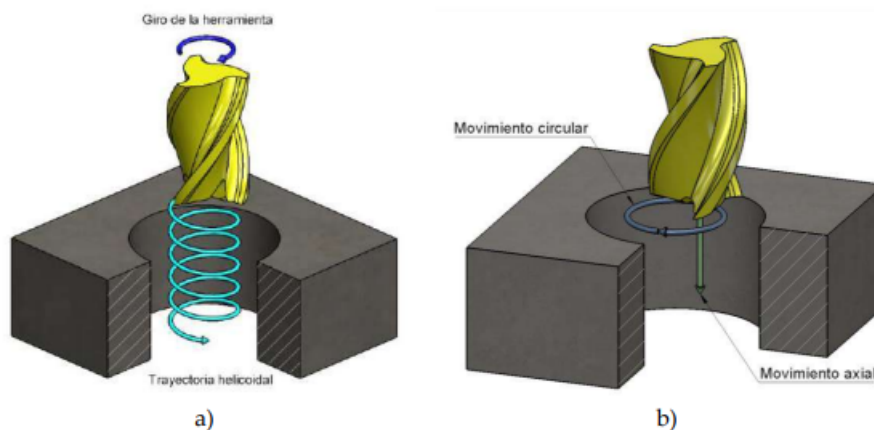


Figura 22: a) Movimiento de fresado helicoidal. b) Descomposición del movimiento helicoidal.

La interacción entre la herramienta y la pieza a mecanizar se ve determinada por estos movimientos. En los siguientes apartados, se examinan las distintas formas en que se establecen los parámetros cinemáticos del proceso.

-Velocidad de corte

La velocidad de corte es un parámetro fundamental en cualquier proceso de mecanizado, ya que está directamente relacionado con la temperatura generada durante el corte y, por consiguiente, afecta significativamente al desgaste de la herramienta.

En diversos procesos de mecanizado, como torneado, fresado, taladrado, entre otros, la velocidad de corte se suele expresar en metros por minuto (m/min) y se representa generalmente mediante la notación V_c .

A pesar de esto, en la literatura especializada en fresado helicoidal, es común encontrar dos formas distintas de expresar la velocidad de corte. Por un lado, está la mencionada anteriormente, que se representa en metros por minuto (V_c), tal y como se describe en [88, 58, 65, 77, 59, 90, 91, 62, 92]. Como alternativa, es posible calcular la velocidad de corte mediante la combinación de la velocidad de rotación del husillo y el diámetro de la herramienta, utilizando las siguientes expresiones (Ecuación 9 y 10):

$$V_c = \frac{\pi \cdot D_t \cdot n}{1000} \quad (9)$$

$$n = \frac{V_c \cdot 1000}{D_t \cdot \pi} \quad (10)$$

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).

- Velocidades de avance

En el fresado orbital, la velocidad de avance se divide en dos componentes: la velocidad de avance tangencial y la velocidad de avance axial (Figura 23), según lo describe Brinksmeier en su trabajo [53]. Esta descomposición permite distinguir claramente el proceso de fresado con filos de corte longitudinales del proceso de taladrado con filos de corte frontales. Por esta razón, es recomendable estudiar ambas velocidades de avance de manera independiente.



Figura 23: Descomposición de la velocidad de avance.

Velocidad de avance tangencial

Es importante distinguir entre la velocidad de movimiento tangencial y la velocidad periférica. En la Figura 24, se ilustran las velocidades tangencial y periférica de la herramienta durante su movimiento de traslación. Ambas velocidades están vinculadas mediante el diámetro de la herramienta y el diámetro del agujero, según la expresión (Ecuación 11):

$$V_{fht} = \frac{V_{ft} \cdot (D_b - D_t)}{D_t} \quad (11)$$

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 24).

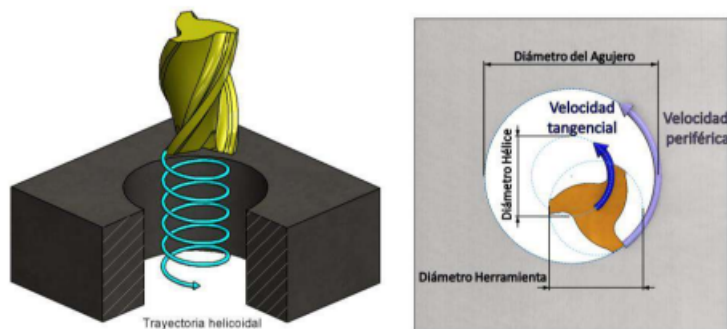


Figura 24: Representación de las velocidades de avance tangencial y periférica.

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. No obstante, el parámetro de velocidad de avance se suele expresar de manera frecuente en mm/diente (filo de corte de la herramienta). También es posible encontrarlo expresado en mm/rev de la herramienta. Ambas formas están directamente relacionadas a través de la expresión (12), la cual se deriva del número de dientes de la herramienta (z).

$$V_{fht} \frac{mm}{rev} = V_{fht} \frac{mm}{diente} \cdot n \cdot z \quad (12)$$

El avance por diente se debe calcular considerando el perímetro del agujero, es decir, relacionándolo con la velocidad periférica. Esta es la definición y representación que Denkena et al. utilizan en sus estudios [93] (Figura 25), y también coincide con la información proporcionada por algunos de los principales fabricantes de herramientas como Walter y Sandvik.

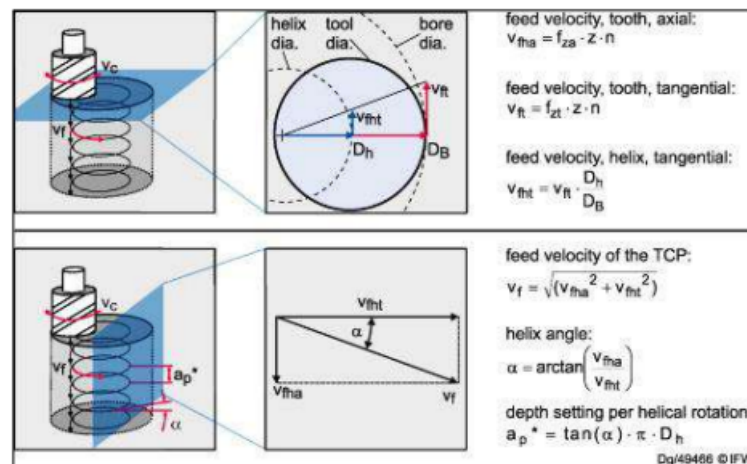


Figura 25: Cálculos de los parámetros más relevantes para el proceso de fresado helicoidal[93]

Velocidad de avance axial

La velocidad de avance axial se refiere a la velocidad de avance en la dirección perpendicular al plano de trabajo. Este parámetro solo se presenta en el fresado orbital o fresado en rampa. Tanto los fabricantes de herramientas consultados como la programación de los equipos CNC suelen expresar este dato en forma de ángulo, definido en grados.

Sin embargo, existen muchas otras formas de definir y expresar este parámetro, las cuales requieren datos adicionales, como las velocidades de rotación de la herramienta o el diámetro de la trayectoria helicoidal.

Sentido de giro

El sentido del movimiento de traslación, es decir, la dirección en que gira la herramienta en su trayectoria helicoidal, puede tener un impacto considerable en el proceso de mecanizado y en los resultados obtenidos.

Existen diferentes estudios en fresado periférico o recantado, en los cuales se han analizado los dos posibles sentidos de corte. En el primer caso, la herramienta comienza con un espesor de viruta cero y termina con el espesor máximo, conocido como Up-milling (también llamado fresado en oposición o fresado convencional). La segunda opción comienza con el máximo espesor de viruta y termina con el mínimo, esta estrategia se conoce como Downmilling (también llamado fresado en concordancia), como se muestra en la Figura 26.

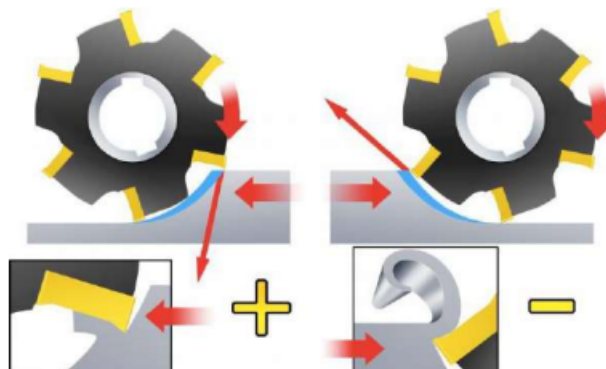


Figura 26: Fresado en oposición y concordancia

Este parámetro implica que los procesos de corte presenten múltiples diferencias. Aunque no ha sido ampliamente estudiado en el caso del fresado helicoidal, los estudios realizados para el fresado periférico concluyen que la estrategia Down-milling ofrece numerosas ventajas, lo que la convierte en la estrategia preferida en la mayoría de las aplicaciones. Herramientas como SANDVIK recomiendan el uso de la estrategia Down-milling para la mayoría de los casos debido a sus beneficios demostrados.

La estrategia Up-milling es la técnica 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 para eliminar el juego entre sus componentes son razones por las que la estrategia Down-milling no se ha generalizado ampliamente. Otra ventaja que ofrece esta estrategia es un menor impacto sobre el filo de la herramienta al inicio del corte, lo que la hace recomendable cuando se trata de mecanizados de materiales muy duros o endurecidos superficialmente. Sin embargo, entre las desventajas que presenta, destacan las siguientes [94, 95, 96, 97] :

- El espesor de viruta comienza en cero y aumenta progresivamente, lo que genera un incremento en la temperatura que se difunde hacia la pieza, provocando un endurecimiento.

- Al comenzar con espesor de viruta cero, el filo de la herramienta experimenta un rozamiento que causa un desgaste por abrasión más rápido, lo que reduce la vida útil de la herramienta.

- La viruta tiende a ser arrastrada hacia la parte delantera de la fresa, en la misma dirección del avance. Esto puede ocasionar daños en la pieza y la necesidad de volver a mecanizar 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 çavar.^{en} la pieza, lo que puede provocar que la superficie resultante quede fuera de las tolerancias deseadas.

-La profundidad de pasada varíe excesivamente.

-En el fresado de piezas fundidas o forjadas con superficies extremadamente rugosas debido a la presencia de arena o incrustaciones.

Recientemente, la estrategia Down-milling se ha convertido en la preferida debido a sus numerosas ventajas y al avance tecnológico que permite a los nuevos equipos compensar o eliminar el efecto backlash. Entre las ventajas más destacadas se encuentran: [94, 95, 96, 97]:

-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 remecanizada.

En resumen, las ventajas que ofrece la estrategia Down-milling la convierten en el método preferido en las operaciones de fresado. Esta técnica reduce las cargas sobre el filo de corte, lo que resulta en mejores acabados superficiales y una mayor vida útil de la herramienta.

En el caso específico del fresado helicoidal, hay pocas investigaciones que estudien la influencia de este parámetro. Sin embargo, en [85], se examina la influencia de esta estrategia en uno de los defectos más problemáticos en taladrado de aleaciones metálicas, que es la formación de rebaba. Este estudio se centró en una aleación de aluminio y concluyó que generalmente se obtienen mejores resultados en la formación de rebaba utilizando la estrategia Up-milling.

- Formación de la viruta en el fresado helicoidal.

La formación de la viruta durante el fresado helicoidal es un proceso complejo, ya que es una combinación de un fresado periférico y un fresado vertical o fresado en "plunge". Como resultado, se generará una viruta discontinua proveniente del fresado periférico, junto con una viruta continua originada por el fresado en "plunge"[71].

En la Figura 27, se muestran las virutas extraídas de un proceso de fresado helicoidal, donde se puede distinguir claramente la diferencia entre el corte continuo y el corte periférico que la herramienta produce durante su trayectoria.

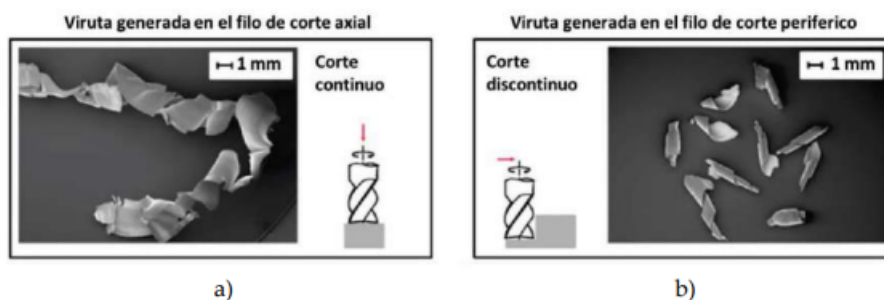


Figura 27: Muestras de viruta extraídas del proceso de fresado helicoidal, a) viruta continua; b) viruta discontinua [93].

- Fuerzas de corte

Durante las operaciones de fresado helicoidal, las fuerzas generadas son una combinación de las fuerzas características del taladrado axial y del fresado periférico. La Figura 28 muestra un esquema de las fuerzas que aparecen durante el proceso de corte.

Entre las componentes de las fuerzas que aparecen, el enfoque del estudio se centrará en unas u otras según los objetivos perseguidos. Para casos que involucran defectos como la formación de rebabas o delaminación, la componente F_z será la más relevante y recomendada para analizar. Por otro lado, si el objetivo es estudiar la calidad dimensional, se consideraría más apropiado analizar las componentes de fuerza que generan la flexión de la herramienta (F_r).

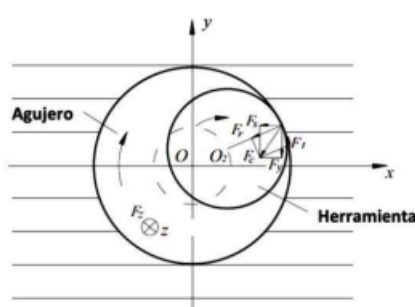


Figura 28: Fuerzas de corte en el fresado periférico [98].

Es común utilizar geometrías de herramientas cercanas a 90° , lo que lleva a emplear modelos de fuerzas con distribuciones uniformes, como se muestra en la Figura 29.



Figura 29: Representación de la distribución de carga axial en la última capa de material compuesto [99].

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 es 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 [93, 99]. 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

■ Variantes estratégicas del proceso de fresado helicoidal

A pesar del detallado estudio de la cinemática del movimiento, pueden surgir diversas variantes que ofrezcan nuevas opciones, parámetros y ventajas. Estas variantes buscan mejorar el rendimiento del proceso, pero en muchos casos también implican una mayor complejidad del mismo.

El taladrado orbital es una alternativa cada vez más utilizada en componentes de fuselaje. En este proceso, el taladrado se realiza aplicando un movimiento circular al eje de la herramienta, además del avance axial. La combinación de estos movimientos genera una trayectoria helicoidal, y su característica distintiva es que los agujeros se realizan con una fresa en lugar de una broca, como en un taladro convencional (Figura 30).

La principal ventaja del taladrado orbital es su alta flexibilidad para realizar agujeros de diferentes tamaños utilizando la misma herramienta. Además, la extracción de la viruta es más efectiva y la temperatura se reduce debido a una mejor refrigeración de la herramienta. A pesar de sus ventajas, el mecanizado orbital también presenta algunas desventajas, como un mayor tiempo de operación en comparación con el taladrado convencional para un agujero de las mismas dimensiones, y posibles problemas de flexión de la herramienta que pueden resultar en defectos de diámetro, lo que requiere compensar las trayectorias para cumplir con los criterios de calidad de los agujeros.

No obstante, este proceso ha demostrado tanto su alta productividad como la reducción de costos de fabricación, lo que lo convierte en una opción atractiva para ciertas aplicaciones.

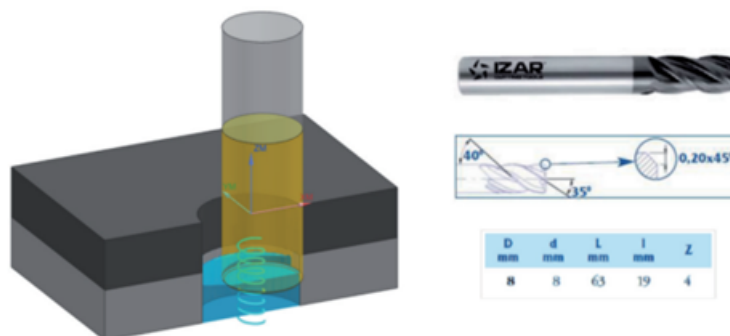


Figura 30: Representación de taladrado orbital y fresa frontal de 4 labios con hélice variable de Izar

2.4.1. Defectos del taladrado orbital

- Calidad del pozo en fresado helicoidal

Con el fresado helicoidal, se pueden obtener perforaciones en una sola operación, eliminando la necesidad de procesos de mecanizado posteriores, como el retaladrado, el escariado y el avellanado [65].

El análisis de la calidad del agujero abarca la evaluación de la desviación dimensional, geométrica y microgeométrica. Además, se deben considerar aspectos importantes como la presencia de rebabas, la delaminación y otras características durante el proceso de mecanizado de agujeros.

En el caso de aplicaciones de perforación orbital en estructuras de aeronaves, los requisitos están determinados principalmente por la necesidad de unir dos capas de láminas metálicas (paquete). El agujero debe cumplir con especificaciones geométricas y de posición precisas en ambas hojas, de acuerdo con cada ubicación específica en la aeronave. Por ejemplo, se puede requerir que el error de circularidad (o redondez) sea inferior a $26,0 \mu\text{m}$, el error de posición sea inferior a $0,5 \text{ mm}$ y la desviación de perpendicularidad sea inferior a $0,5^\circ$. [61, 100, 101].

- Calidad dimensional

A continuación, se muestra el Cuadro 6 que resume algunos estudios relacionados con los resultados dimensionales en el proceso de fresado helicoidal. Estos trabajos tratan sobre fresado helicoidal en CFRP [102, 87, 103, 104], Ti-6Al-4V [65, 105, 106], pilas de CFRP-Ti [109] y acero templado AISI D2 [73].

Papel	Sistema de medida	Material de trabajo	D_b nominal [mm]	Desviación [μm]	Tolerancia resultante
Wang et al. [103, 102]	Micrómetro	PRFC	10	± 10	IT6
Wang et al. [105]	Micrómetro para medir el interior	Ti-6Al-4V	10	Entrada de agujeros: 4-18 Agujero medio: 10-32	IT6 - IT8
Voss et al. [87]	Máquina de medida por coordenada	PRFC	6.35	Primeros 800 agujeros: 14.6 Más de 1000 agujeros 39.1	IT7 - IT10
Sultana et al. [104]	Máquina de medida por coordenada	PRFC	12	27 a 43	IT8 - IT9
Wang et al. [106]	Máquina de medida por coordenada	PRFC/Ti	10	Capa única: 5-25 (Ti), -10 a 9 (CFRP) Pila: -50 a -15 (Ti) 30 a 10 (CFRP)	IT9 - IT10 (pila)
Iyer et al. [73]	-	Acero templado AISI D2	16	-	IT7
Olvera et al. [65]	Máquina de medida por coordenada	Ti-6Al-4V	9	Entrada del hoyo: 21 (BHM), 53 (CBHM) Salida del agujero: 35 (BHM), 79 (CBHM)	IT8 - IT11
Eguti y Trabasso [61]	Máquina de medida por coordenada	Al7075-T6	4.77	Entrada del agujero: -2,5 a 2,1 Salida del hoyo: // -4 a -1	IT5

Cuadro 6: Error dimensional en fresado helicoidal.

Según [65], la rigidez de la herramienta tiene un impacto significativo en las fuerzas de corte en direcciones ortogonales y de avance, lo que puede llevar a la desviación de la herramienta y, en consecuencia, a desviaciones dimensionales. En el caso de pilas compuestas por CFRP-Ti, la variación del diámetro puede deberse al mayor desgaste de la herramienta al mecanizar la placa inferior de Ti. Además, se observan fluctuaciones relativamente grandes en el diámetro tanto en la salida del CFRP como en la entrada de la aleación de titanio.

Para los materiales laminados, el diámetro del orificio experimentará cambios al mecanizar de un material a otro debido a las diferencias en las características de procesamiento de los dos materiales y cómo la interfaz de unión afecta el desgaste de la herramienta. Además, el grosor del material influirá en la temperatura de la zona de corte, lo que puede llevar a un desgaste más severo de la herramienta [106].

En el fresado helicoidal de pilas de CFRP con 68 capas de fibra preimpregnada unidireccional y resina epoxi como matriz, se observó una fuerte disminución en los valores medidos del diámetro después de 800 orificios debido a la falla del recubrimiento de diamante en los bordes de corte periféricos [87].

En la optimización multiobjetivo de la perforación orbital de CFRP, se demostró que este proceso superó al proceso de perforación en la mayoría de los resultados, excepto en los errores de tamaño del orificio [107].

Por otro lado, en el fresado helicoidal de acero templado AISI D2 utilizando una herramienta de metal duro integral, la tolerancia dimensional de los agujeros se mantuvo dentro de la banda correspondiente a la calidad IT7 [73].

En un estudio sobre el fresado helicoidal del compuesto CFRP-Ti, se encontró una desviación de diámetro significativa en la transición entre las capas de CFRP y Ti. Además, un aumento en el avance axial por diente acompañado de mayores fuerzas de corte resultó en una reducción del diámetro interior tanto en la capa de CFRP como en la capa de titanio [93].

En otra comparativa, el fresado helicoidal se contrastó con el taladrado convencional de la aleación de aluminio A5052. Se observó que el fresado helicoidal presentó menores desviaciones dimensionales que el taladrado. Además, las condiciones de lubricación MQL (Mínima Cantidad de Lubricación) y de inundación con refrigerante mostraron mejores resultados en términos de desviación dimensional que la condición de soplado de aire [70].

Se estudió la perforación orbital para la obtención de pozos de 4,77 mm (3/16") en aleación de aluminio Al 7075-T6, utilizando una fresa maciza con un diámetro de corte $D_t = 3$ mm, y se evaluó la desviación dimensional. Las mediciones se llevaron a cabo considerando la posición del orificio (1-7), para diferentes velocidades de avance. Se obtuvo un rango de tolerancia de 26 μm (± 13 μm), centrado en el diámetro promedio de cada serie de avance. Además, se observó que los pozos en la entrada presentaron un mayor diámetro que los pozos en la salida, y los pozos obtenidos con una velocidad de avance de $v_f = 50$ mm/min mostraron resultados más cercanos al objetivo [61]. De manera similar, en el fresado helicoidal de la aleación de titanio Ti-6Al-4V, también se informó una diferencia en las dimensiones entre la entrada y la salida debido a la deflexión de la herramienta, que está directamente relacionada con el aumento de las fuerzas de corte, causado principalmente por el incremento en la longitud de contacto entre la herramienta y la pieza a medida que avanza el proceso de fresado helicoidal [65].

Se aplicó el fresado helicoidal para compensar el error del diámetro del pozo en acero endurecido Cr12MoV. El diámetro objetivo era $D_b = 10$ mm. Se demostró que los errores en la entrada disminuyeron de 26,0 μm a 5,9 μm para $D_t = 8$ mm y de 67,5 μm a 3,0 μm para $D_t = 6$ mm, respectivamente, al usar un enfoque de compensación. Por otro lado, para la salida del pozo, los errores de forma del pozo se redujeron en promedio de 40,8 μm a 3,5 μm para $D_t = 8$ mm y de 72,0 μm a 3,7 μm para $D_t = 6$ mm, respectivamente [75].

■ Redondez

La redondez (o circularidad) junto con la desviación posicional y dimensional pueden plantear desafíos en el proceso de ensamblaje en la industria aeronáutica. El error de redondez se investigó en el contexto del fresado helicoidal de la aleación de aluminio A5052 [70]. El estudio reveló que el error de redondez del fresado helicoidal fue menor que el error de redondez del taladrado convencional. Además, se examinó el efecto de la lubricación en la redondez. Los resultados mostraron que el fresado en seco presentaba un alto error de redondez, mientras que el fresado con MQL (Mínima Cantidad de Lubricación) mostraba niveles similares de error de redondez a los obtenidos con la estrategia de lubricación húmeda.

El Cuadro 7 resume algunos resultados experimentales sobre la redondez en el fresado helicoidal. Por ejemplo, se compararon dos estrategias diferentes de fresado helicoidal en pilas de CFRP-Ti [74].

En la estrategia I, se utilizaron los mismos parámetros de fresado helicoidal para mecanizar ambas pilas, mientras que en la estrategia II se empleó un conjunto de niveles de parámetros para CFRP y otro conjunto diferente para Ti-6Al-4V. Se encontró que la estrategia II presentó un error de redondez más bajo que la estrategia I, y el error de redondez en la placa de Ti fue menor que el error de redondez en la placa de CFRP.

Además, el error de redondez en el fresado helicoidal fue comparado considerando el uso de una herramienta indexable y una herramienta integral de carburo en acero templado AISI D2, tal como se muestra en el Cuadro 7 [73].

Papel	Sistema de medida	Material de trabajo	D_b nominal [mm]	Redondez μm
Zhou et al. [108]	-	Aleación de titanio TC4	15	Entrada de agujeros: 7 Salida del hoyo: 67
Colmillo et al. [109]	-	PRFC	13	7
Iyer et al. [73]	-	AISI D2 endurecido	16	Herramienta indexable: 25 Molino de carburo sólido 10
Él et al. [74]	Máquina de medida por coordenada	Pilas de CFRP-Ti	10	CFRP: 21.4-25 Ti-6Al-4V: 17.8-19.4
Haiyan y Xuda [77]	Máquina de medida por coordenada	PRFC	10	12-22
Costa y Marqués [111]	-	Sistema de medición de redondez - método de datum rotacional	35	Desbaste: 15 a 23 Acabado: 13.5-16
Li et al. [89]	Máquina de medida por coordenada	Ti-6Al-4V	10	11-25
Wang et al. [102]	Máquina de medida por coordenada	PRFC	10	10-20
Sultana et al. [104]	Máquina de medida por coordenada	PRFC	12	20-30
Eguti y Trabasso [61]	Máquina de medida por coordenada	Al7075-T6	4.77	Entrada de agujeros: 11-30 Salida del hoyo: 15-42

Cuadro 7: Error de redondez en fresado helicoidal.

Un aspecto significativo que se puede observar en la medición de redondez de los pozos obtenidos por perforación orbital es el error debido al juego de la máquina herramienta generado durante el movimiento de interpolación circular. Este error puede ocurrir en el momento en que la máquina herramienta invierte el sentido de desplazamiento de los ejes [111].

Se realizó una comparación de diferentes métodos de perforación en condiciones de alta velocidad para analizar la distribución de tensiones mediante el método de perforación. Este método utiliza los pozos obtenidos para medir la tensión residual. Se compararon la perforación convencional y la perforación orbital considerando diferentes herramientas para obtener pozos con un diámetro objetivo $D_b = 1,6$ mm.

Se encontró que la perforación orbital utilizando brocas de seis hojas de uso común, con un diámetro de corte $D_t = 0,8$ mm, logró el mejor compromiso entre la obtención de un agujero cilíndrico ideal y la centración del centro de la roseta de la galga extensiométrica [89].

- Aspereza

La calidad del rendimiento de una pieza fabricada está influenciada, en parte, por la calidad de su superficie resultante del proceso de fabricación. Especialmente en productos sometidos a cargas

cíclicas, como piezas de aeronaves, reactores nucleares o piezas de automóviles, la vida de fatiga se ve significativamente afectada por la integridad y la calidad de la superficie. Es evidente que el proceso de mecanizado tiene un impacto en la resistencia de la pieza de trabajo a la fatiga, la fluencia y el agrietamiento por corrosión bajo tensión [56]. Los niveles de rugosidad superficial obtenidos en estudios experimentales de fresado helicoidal se resumen en el Cuadro 8. Se observaron mayores niveles de rugosidad en el fresado helicoidal de CFRP debido a la forma física en capas o laminados de este material [113] .

Papel	Sistema de medida	Material de trabajo	Rugosidad μm
Qin et al. [114]	Máquina de contorno y rugosidad superficial	Acero para troqueles Cr12 (35 HRC)	0.40–1.56
Zhao et al. [108]	Prueba de surf	Ti-6Al-4V	0.71–2.69 (considerando la evolución del desgaste de la herramienta)
Sultana et al. [104]	Perfilómetro Form Talysurf	PRFC	13–16,6 (herramienta de diamante superabrasiva)
Rahim et al. [113]	prueba de surf	PRFC	1-3
Qin et al. [115]	Perfilómetro Form Talysurf	Acero templado AISI D2	0.3
Costa y Marqués [111]	Perfilómetro Form Talysurf	acero AISI 1045	0.43-2.12

Cuadro 8: Niveles de rugosidad superficial en estudios de fresado helicoidal.

Además del material de la pieza de trabajo, existen muchos parámetros que influyen en la rugosidad de la superficie, como la precisión de la herramienta, la dureza de la pieza de trabajo, la geometría de la herramienta y los parámetros de mecanizado [114]. Por ejemplo, en el caso de la aleación de titanio Ti-6Al-4V, la rugosidad R_a varió de 0,2 a 0,7, dependiendo de los parámetros de corte y la condición del lubricante refrigerante utilizados. Se encontró que la condición de mecanizado con lubricante refrigerante, en particular, niveles más bajos de f_z y a_p^* , resultó en niveles más bajos de rugosidad superficial[115] .

- Rebabas, tapas, delaminación y otros aspectos en el fresado helicoidal.

La contaminación del espacio interno con tapas, rebabas y virutas en la fabricación de estructuras cerradas de aeronaves no es aceptable, ya que puede generar riesgo de corrosión y avería eléctrica. La presencia de casquillos y rebabas importantes requiere dos pasos adicionales en el proceso de montaje para eliminar las rebabas y limpiar la estructura cerrada. La formación de tapas y rebabas se produce debido a la deformación del material de la pieza de trabajo cerca de la salida del orificio, causada por las fuerzas del proceso de corte [116].

El proceso de fresado helicoidal y taladrado orbital se caracteriza por niveles de fuerza de empuje bajos, lo que permite taladrar sin rebabas y sin delaminación en materiales compuestos laminados. Esto minimiza el riesgo de deflexión de piezas al perforar estructuras delgadas y facilita la automatización con equipos livianos, como robots industriales, que son sensibles a las fuerzas aplicadas [68] .

Se llevó a cabo una investigación sobre la formación de rebabas en el fresado helicoidal de aluminio revestido con imprimación 2024. Los resultados demostraron que el taladrado orbital con un mayor avance axial y una velocidad de corte creciente mejora la formación de rebabas. Además, se encontró la menor cantidad de rebabas en el fresado ascendente con una cantidad mínima de lubricación [116] .

La formación de rebabas en la entrada y salida de los pozos obtenidos en el fresado helicoidal mostró resultados significativamente mejores en comparación con la formación de rebabas en el taladrado de la aleación de aluminio A5052 [70].

Durante el fresado helicoidal de acero endurecido Cr12MoV (60-61 HRC), se observó que la generación de rebabas fue menor a velocidades de corte más bajas [75].

En un solo orificio obtenido mediante perforación convencional, la fuerza de empuje en el último ciclo de picoteo fue tan alta que provocó la ruptura del material en la salida del orificio (Figura 31 a). En contraste, los orificios fresados helicoidalmente (Figura 31 b) [73] .

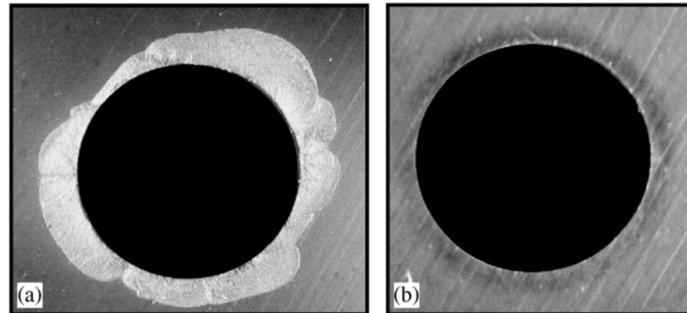


Figura 31: Desprendimiento de material a la salida del pozo de acero endurecido AISI D2: (a) perforación convencional y (b) fresado helicoidal

3. METODOLOGÍA EXPERIMENTAL

En este apartado se describe el procedimiento para la realización de los ensayos correspondientes a operaciones de taladrado para aleaciones de Aluminio 7075. Se ha dividido en tres partes consecutivas.

En la primera parte de pre-mecanizado se indican las principales características de las herramientas y los parámetros de corte, así como las operaciones previas al mecanizado.

En la segunda parte de mecanizado se explicará el proceso de taladrado en los diferentes ensayos realizados.

Finalmente, en la tercera parte de post-mecanizado se definirán los pasos para la evaluación de los taladros realizados desde dos puntos de vista: Defectos

3.1. Implantación de la metodología

3.1.1. Pre-mecanizado

La primera parte de la metodología implica la definición de la herramienta utilizada en los ensayos, el material a mecanizar y las diferentes operaciones previas al mecanizado. Esta etapa es fundamental para establecer las condiciones en las que se llevarán a cabo los ensayos y obtener resultados precisos.

- Selección de la herramienta

El primer paso en el pre-mecanizado implica la selección de la fresa y la broca adecuadas para llevar a cabo el fresado y taladrado de la aleación de Aluminio. Se eligen estas herramientas específicas para garantizar un mecanizado preciso y eficiente del material.

Las herramientas han sido seleccionadas teniendo en cuenta el espesor de la placa de aluminio utilizada en los ensayos, el diámetro de los taladros más comunes en el sector aeronáutico y las condiciones de corte. Esta elección se ha realizado para asegurar un rendimiento óptimo y resultados precisos en el proceso.

Para el fresado, se utilizó una fresa de serie larga con dos labios de corte, un diámetro de 6 mm, un ángulo de 45° y un recubrimiento de HSS-Co (Figura 32).



Figura 32: Fresa utilizada en el mecanizado.

En el proceso de taladrado, se empleó una broca de Acero de Alta Velocidad, también conocido como Acero Rápido (Figura 33).



Figura 33: Broca utilizada en el mecanizado.

- Macrografías

Durante el proceso se han realizado macrografías a las diferentes fresas con el fin de observar el desgaste que sufren a medida que realizan los taladros.

Para realizar las macrografías, se utilizarán dos posiciones distintas de la herramienta con el objetivo de capturar todas las partes características de la broca. En primer lugar, se colocará la herramienta en una posición vertical para comparar la punta, en el caso de la broca, y los filos de corte (Figura 35). En segundo lugar, se colocará la herramienta en una posición horizontal (Figura 36) para observar los filos laterales.

Para realizar dichas macrografías se ha hecho uso de un equipo de medida que consiste en un microscopio óptico (Figura 34).



Figura 34: Microscopio óptico.

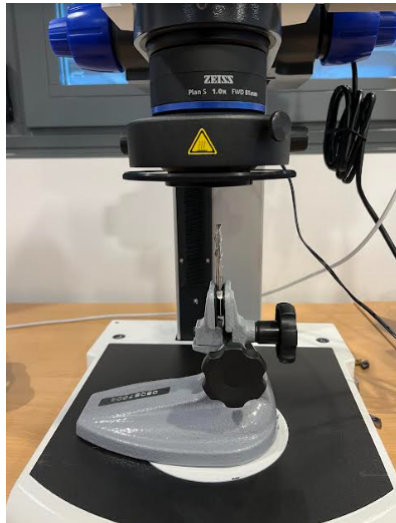


Figura 35: Posición vertical

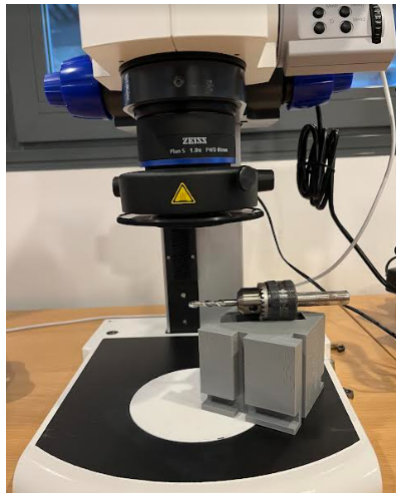


Figura 36: Posición horizontal

■ Material

Una vez que ambas herramientas a emplear están definidas, se procede a indicar la selección del material que va a ser mecanizado.

Como se ha indicado en el apartado de Antecedentes, uno de los materiales más utilizados en el sector aeronáutico son las aleaciones de Aluminio. Para ello se empleará una plancha de la aleación UNS A9 7075

La plancha experimental fue entregada tal como se aprecia en la Figura 37.



Figura 37: Plancha de la aleación de Aluminio UNS A9 7075

Las especificaciones geométricas son las siguientes (Figura 38):

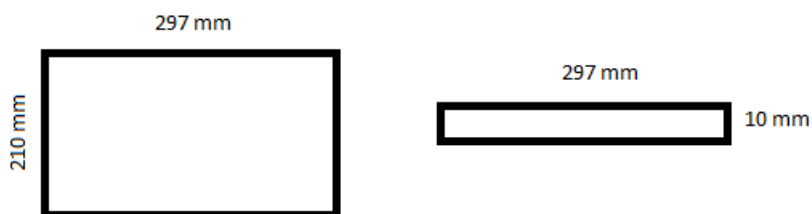


Figura 38: Dimensiones geométricas

- Definición de los Ensayos a realizar

El objetivo de este Trabajo Fin de Grado es la búsqueda de los parámetros de corte que optimicen el fresado helicoidal de la aleación de Aluminio y comparar los resultados obtenidos frente al taladrado de la misma aleación. Debido a esto, este Trabajo Fin de Grado propone la realización de un ensayo paramétrico en el que se varíen tanto la velocidad de corte como el avance lineal de la herramienta y la profundidad de pasada en el fresado para obtener la mejor calidad en el ensayo realizado.

3.1.2. Mecanizado

En este apartado se explicarán las diferentes etapas que forman los ensayos de taladrado hasta pasar a la evaluación.

Se centrará en las operaciones correspondientes al mecanizado, así como los parámetros de corte para los ensayos y la preparación del centro de mecanizado.

- Centro de Mecanizado

El centro de mecanizado empleado para llevar a cabo los ensayos consiste en el equipo "Lagun L650" (Figura 39). Consiste en un centro de mecanizado con 5 ejes simultáneos y plancha de sacrificio.



Figura 39: Centro de mecanizado "Lagun L650"

- Adaptación al centro de mecanizado

Se realizó un proceso de adaptación de la plancha de la aleación al centro de mecanizado para poder llevar a acabo los ensayos de forma correcta.

En primer lugar se fijó la plancha de sacrificio (Figura 40) que previamente fue taladrada en las mismas coordenadas que los ensayos posteriores, para así poder hacer el ensayo de forma pasante.

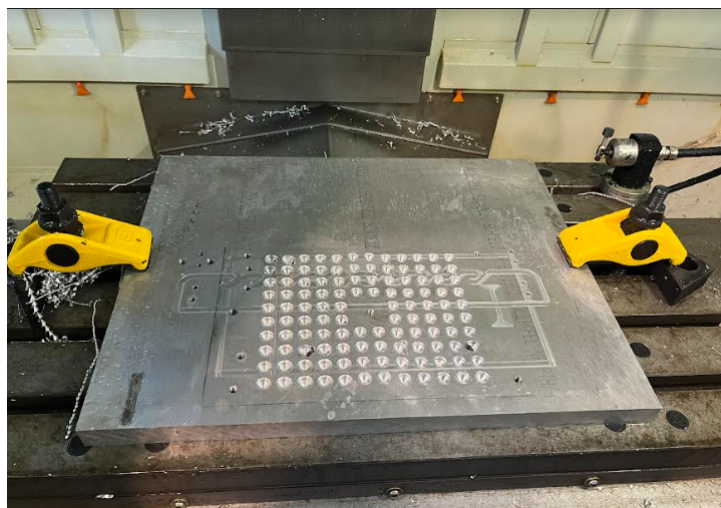


Figura 40: Plancha de sacrificio

A continuación se fijó la plancha experimental (Figura 41) con el fin de evitar cualquier movimiento indeseado que altere los resultados que se obtendrán y posteriormente llevar a cabo el decalaje.

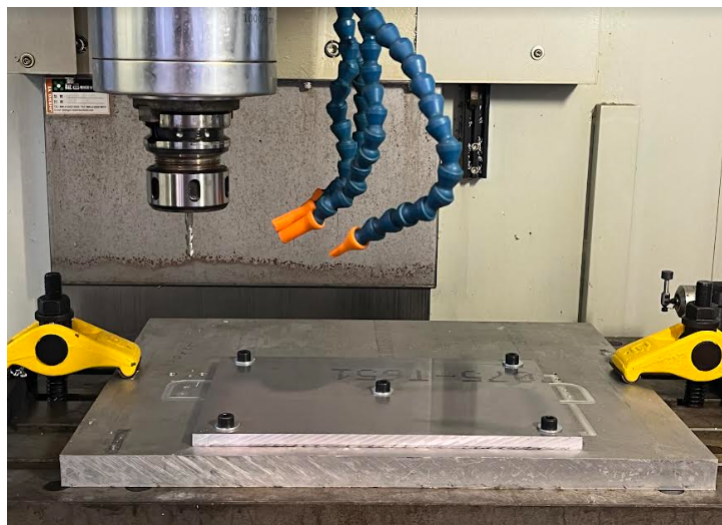


Figura 41: Plancha experimental fijada

■ Decalaje Inicial

Una vez implementada la plancha metálica en el centro de mecanizado, este debe ser calibrado indicando los ejes de coordenadas por los que se moverá la herramienta, e indicando el punto de referencia. Debido a esto, se debe establecer el "0" de la pieza (Figura 42).

En primer lugar, se elige el reloj comparador mediante control numérico. Una vez seleccionado se deben fijar las coordenadas, para ello se desplaza el reloj comparador hasta hacer coincidir el palpador con las coordenadas de nuestro origen y posteriormente, se registra manualmente en el control del centro de mecanizado para así establecer el nuevo origen.



Figura 42: Decalaje inicial del Centro de Mecanizado

Una vez realizado el decalaje, se elegirá por control numérico la herramienta que se empleará para realizar los ensayos (Figura 43).



Figura 43: Fresa empleada para realizar los ensayos

- Ensayo Paramétrico

Previamente de realizar el ensayo paramétrico se definieron los parámetros de corte y sus variaciones para realizar los ensayos. En el Cuadro 9 se muestran las combinaciones que se han seguido:

Ensayo	V_c [rev./min]	F [mm/rev.]	A_p [mm]	Sentido
1	4000	0.02	2	Concordancia
2	4000	0.02	2	Oposición
3	4000	0.02	5	Concordancia
4	4000	0.02	5	Oposición
5	4000	0.04	2	Concordancia
6	4000	0.04	2	Oposición
7	4000	0.04	5	Concordancia
8	4000	0.04	5	Oposición
9	4000	0.06	2	Concordancia
10	4000	0.06	2	Oposición
11	4000	0.06	5	Concordancia
12	4000	0.06	5	Oposición
13	6000	0.02	2	Concordancia
14	6000	0.02	2	Oposición
15	6000	0.02	5	Concordancia
16	6000	0.02	5	Oposición
17	6000	0.04	2	Concordancia
18	6000	0.04	2	Oposición
19	6000	0.04	5	Concordancia
20	6000	0.04	5	Oposición
21	6000	0.06	2	Concordancia
22	6000	0.06	2	Oposición
23	6000	0.06	5	Concordancia
24	6000	0.06	5	Oposición
25	8000	0.02	2	Concordancia
26	8000	0.02	2	Oposición
27	8000	0.02	5	Concordancia
28	8000	0.02	5	Oposición
29	8000	0.04	2	Concordancia
30	8000	0.04	2	Oposición
31	8000	0.04	5	Concordancia
32	8000	0.04	5	Oposición
33	8000	0.06	2	Concordancia
34	8000	0.06	2	Oposición
35	8000	0.06	5	Concordancia
36	8000	0.06	5	Oposición

Cuadro 9: Variables

Se han realizado tres tandas de doce taladros, cada tanda con una fresa diferente. Para la realización de cada uno de los taladros ha sido necesario la programación de un código CNC de una cajera circular para proceder al taladrado orbital (Figura 44). Posteriormente se han evaluado todos.

BLUE-MASTER

TABLA DE REVOLUCIONES POR MINUTO (R.P.M.) SEGUN Ø BROCA Y VELOCIDAD DE CORTE (Vc)

VELOCIDAD DE CORTE (m/min)	Ø BROCA Y REVOLUCIONES POR MINUTO
3	2 2,5 3 4 5 6,3 8 10 13 16 20 25 30 40 50 63 80
4,77	382 318 238 190 147 119 95 73 60 48 38 32 24 19 15 12
7,96	636 530 398 318 245 198 159 122 99 80 64 53 40 32 25 20
12,73	1.018 848 636 509 392 318 254 195 159 127 102 85 64 50 40 32
15,92	1.273 1.061 795 636 490 398 318 245 199 159 127 106 80 64 50 40
19,10	1.528 1.273 955 764 588 477 382 294 238 190 152 127 95 76 60 48
2,387	1.910 1.592 1.194 955 735 596 477 382 294 238 190 152 127 95 76 60 48
3,183	2.546 2.122 1.592 1.273 979 795 636 490 398 318 255 212 169 127 101 80
3,979	3.183 2.652 1.989 1.592 1.224 995 795 612 497 398 318 265 198 159 126 99
4,775	3.820 3.183 2.387 1.910 1.469 1.194 995 735 596 477 382 318 228 190 151 119
5,570	4.456 3.714 2.785 2.228 1.714 1.390 1.114 857 696 557 445 371 278 222 176 139
6,366	5.092 4.245 3.183 2.456 1.958 1.592 1.273 979 795 636 509 424 318 255 202 159
7,162	5.730 4.775 3.581 2.865 2.204 1.790 1.432 1.102 895 716 572 477 358 286 227 179
7,958	6.366 5.305 3.978 3.183 2.448 1.990 1.592 1.224 995 795 636 530 398 318 252 198
8,754	7.002 5.836 4.376 3.501 2.693 2.188 1.750 1.346 1.094 875 700 584 438 350 277 218
9,550	7.639 6.366 4.775 3.820 2.938 2.388 1.910 1.469 1.194 955 764 636 477 382 303 238
10,346	8.275 6.902 5.274 4.245 3.291 2.688 2.228 1.714 1.392 1.114 891 742 557 445 354 278
11,142	8.912 7.428 5.770 4.456 3.428 2.785 2.287 1.836 1.492 1.194 955 795 596 477 378 298
11,937	9.549 7.958 5.968 4.775 3.672 2.981 2.387 1.938 1.592 1.273 1.018 848 636 509 404 318
12,732	10.185 8.488 6.366 5.092 3.918 3.183 2.546 1.938 1.592 1.273 1.018 848 636 509 404 318
13,528	10.821 9.019 6.902 5.523 4.155 3.476 2.841 1.938 1.592 1.273 1.018 848 636 509 404 318
14,324	11.459 9.550 7.162 5.730 4.407 3.751 3.136 2.044 1.790 1.432 1.145 955 716 572 455 358
15,119	12.096 10.111 7.698 6.366 4.897 4.046 3.431 2.150 1.790 1.432 1.145 955 716 572 455 358

FÓRMULAS DE CONVERSION

R.P.M. = $V_c \times 1.000 / \phi \times \pi$

Vc = $R.P.M. \times \phi \times \pi / 1.000$

EJEMPLO

Material a taladrar: FUNDICIÓN GRIS
Ø Broca: 10 Vc: 20 m/min.

R.P.M. = $20 \times 1.000 / 10 \times 3,1416 = 637$

Figura 46: Tabla de revoluciones por minuto según broca y velocidad de corte.

BLUE-MASTER

TABLA DE AVANCES

Ø BROQUE BROCA	A	B	C	D	E	F
2,0	0,020	0,025	0,032	0,040	0,050	0,063
2,5	0,025	0,032	0,040	0,050	0,063	0,080
3,0	0,030	0,040	0,050	0,060	0,080	0,100
4,0	0,040	0,050	0,063	0,080	0,100	0,125
5,0	0,050	0,063	0,080	0,100	0,125	0,160
6,3	0,063	0,080	0,100	0,125	0,160	0,200
8,0	0,080	0,100	0,125	0,160	0,200	0,250
10,0	0,100	0,125	0,160	0,200	0,250	0,315
12,5	0,125	0,160	0,200	0,250	0,315	0,400
16,0	0,160	0,200	0,250	0,315	0,400	0,500
20,0	0,200	0,250	0,315	0,400	0,500	0,630
25,0	0,250	0,315	0,400	0,500	0,630	0,800
32,0	0,315	0,400	0,500	0,630	0,800	1,000
40,0	0,400	0,500	0,630	0,800	1,000	1,250

NOTA: ESTOS VALORES SON ORIENTATIVAMENTE VALIDOS PARA LAS SIGUIENTES CONDICIONES DE USO.

- Avance uniforme de taladrado.
- Utilización de brocas de dimensiones según DIN 338 o DIN 345.
- Calidades HSS, HSSCO.
- Longitud máxima de taladrado (homotético) igual a 3 veces el diámetro de la broca.
- Buena estabilidad y rigidez en la máquina y en la fijación (anclaje) de la pieza.
- Sin casquillos de guía de broca.
- Buena refrigeración (inteligente, casado, prealito).
- Taladrado vertical y entrada y salida de broca perpendicular a la superficie (cara) a taladrar.

Caso de que no se cumplan las condiciones arriba descritas se deberán variar los valores de velocidad de corte y/o avance disminuyéndolos o aumentándolos.

Figura 47: Tabla de avances

La distribución de cada uno de los taladros se muestra en la Figura 48.

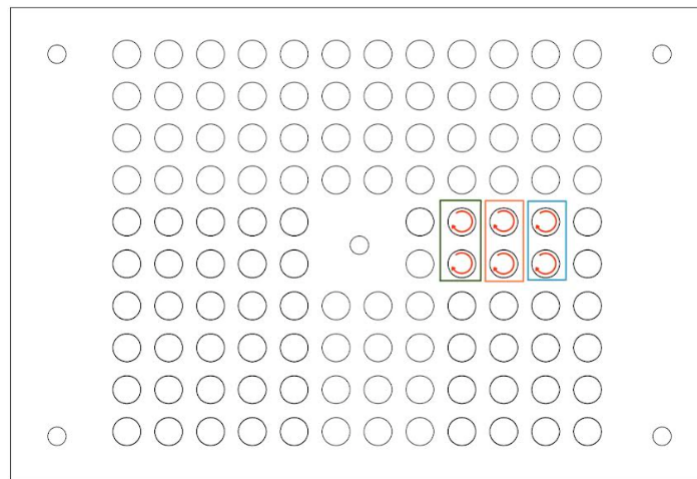


Figura 48: Distribución de los diferentes ensayos en la plancha experimental.

El objetivo es realizar una metodología de evaluación en cada taladro para determinar qué parámetros de corte son los más óptimos y así, poder hacer una comparación final con los taladros realizados de manera convencional.

- Sistema de adquisición de señales

Para finalizar la etapa de Mecanizado, se ha recolectado información sobre la temperatura máxima alcanzada en cada uno de los ensayos y la energía necesaria para su realización.

Para la adquisición de las señales térmicas se ha usado una cámara termografica. Se trata de un dispositivo que mide la temperatura y ofrece una imagen térmica de los objetos, sin necesidad de contacto, a partir de las emisiones de radiación infrarroja de estos. Los objetos emiten una cantidad de radiación infrarroja en función de su temperatura. Por lo general, a mayor temperatura del objeto, mayor es su radiación. El modelo usado ha sido A6750 en la Figura 49 y en la Figura 50 se muestra.



Figura 49: Cámara térmica



Figura 50: Modelo cámara térmica

Mediante el registrador trifásico de consumo eléctrico 1732 (Figura 51) se obtiene la información sobre la energía necesaria durante el proceso. Antes de iniciar el ciclo, se inicia el registrador para así poder medir con determinación.

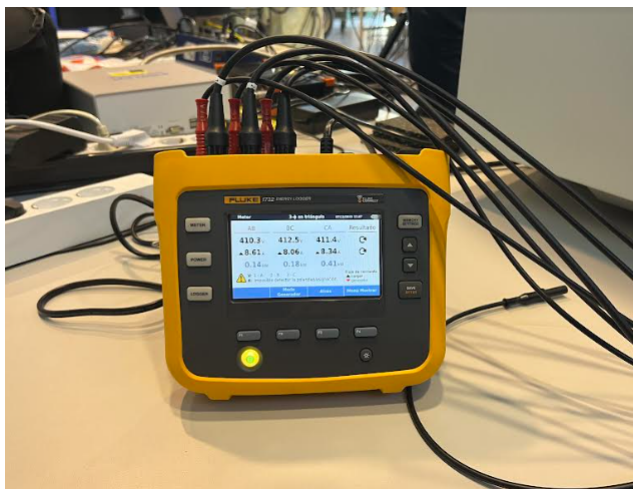


Figura 51: Registrador trifásico de consumo eléctrico

3.1.3. Post-mecanizado

Este apartado es el último de la metodología experimental, en el se lleva a cabo una metodología de evaluación.

Esta metodología se empleará con el fin de evaluar los diferentes defectos tanto micro como macrogeométricos, para así poder evaluar la calidad final de los taladros realizados y poder determinar los parámetros óptimos de corte.

Para ello se evaluarán defectos microgeométricos como la Rugosidad Media Aritmética (Ra), defectos de forma y la interpretación de las señales recogidas.

- Evaluación microscópica de la herramienta

Se ha realizado una evaluación mediante un microscopio óptico, obteniendo las macrografías que se muestran en la Figura 52. Para poder llevar a cabo el estudio de la herramienta y determinar los posibles defectos que se originan durante el taladrado, como el desgaste de la herramienta, la adhesión de material o desprendimiento de la propia herramienta.

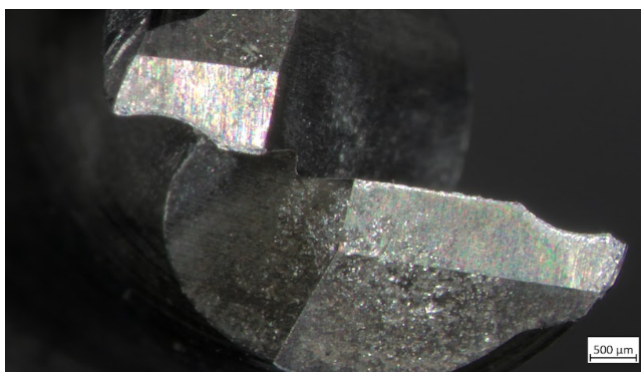


Figura 52: S6000 R2 20X

De esta manera, se expondrán los diferentes defectos localizados tras la realización de los ensayos paramétricos, con el fin de identificar los principales mecanismos de desgaste generados durante el taladrado.

- Obtención de los negativos

Para la obtención de los negativos se he utilizado una resina P80 Ra (Figura 53), un producto no fluido (pastoso) que se puede aplicar a superficies difíciles de alcanzar (verticales, salientes, etc.). Crea réplicas semirrígidas (dureza 80 Shore A).



Figura 53: Resina P80 Ra

Se han seguido los siguientes pasos:

-En primer lugar se lleva a cabo la limpieza de los taladros obtenidos en la plancha experimental.

Para llevar a cabo la limpieza, se usaron bastoncillos de algodón (Figura 54) impregnados en disolvente. Estos bastoncillos se deben insertar en los orificios para limpiar y eliminar las virutas generadas durante el proceso que puedan haber quedado en el interior.

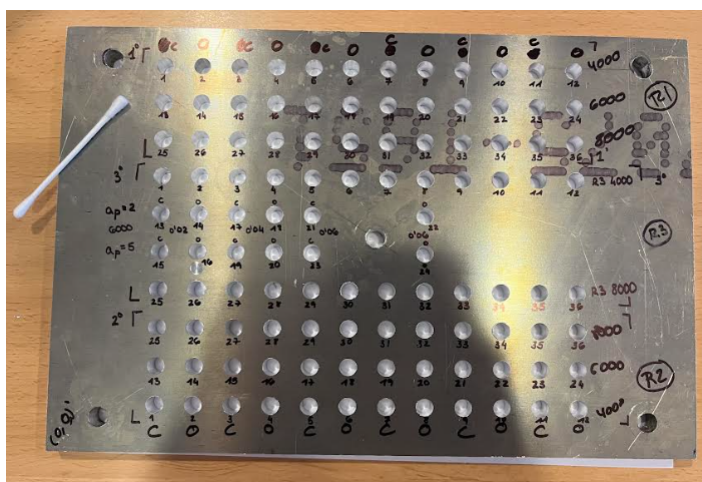


Figura 54: Limpieza de los oroficios.

-En segundo lugar para evitar que la resina se escapara por los agujeros pasantes, se utilizó cinta adhesiva para sellarlos (Figura 55).



Figura 55: Cinta adhesiva

-A continuación, se utilizaron unos casquillos previamente diseñados e impresos en 3D como soporte para facilitar la extracción del orificio. Estos casquillos permitieron hacer el negativo del orificio más grande y, de esta manera, facilitar su extracción (Figura 56).

A su vez, los casquillos fueron asegurados con plastilina para evitar movimientos y permitir una aplicación más rápida y cómoda de la resina.

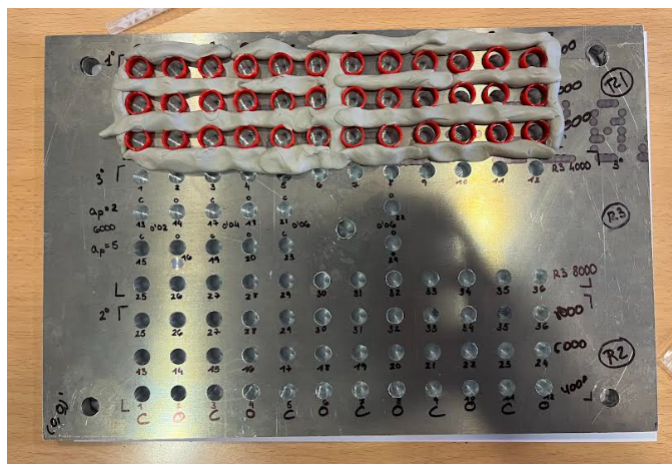


Figura 56: Casquillos fijados

-Finalmente, antes de obtener la réplica, se aplicó la resina utilizando una pistola para su distribución. Después de la aplicación, se esperó aproximadamente 30 minutos para permitir que la resina se solidificara lo suficiente antes de proceder a su extracción (Figura 57).

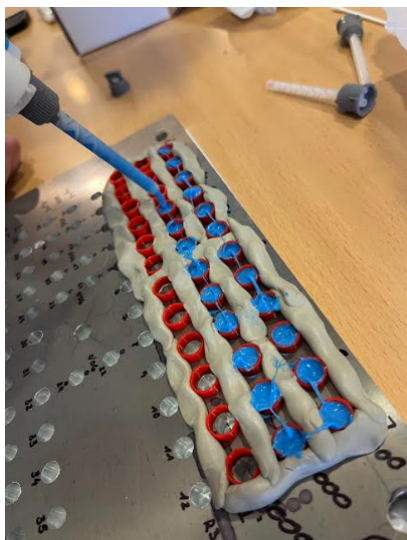


Figura 57: Aplicación de la resina

Por último, es importante numerar y clasificar las réplicas obtenidas en función del material para facilitar las mediciones de la rugosidad aritmética media y el radio de avellanado en cada una de ellas. Este proceso de etiquetado y clasificación garantiza la trazabilidad de los datos y permite un análisis preciso de las características de rugosidad en cada réplica (Figura 58).



Figura 58: Negativo obtenido

■ Medición de la Rugosidad

Para obtener la evaluación del acabado superficial se debe emplear un instrumento de medida denominado Rugosímetro (Figura 59).

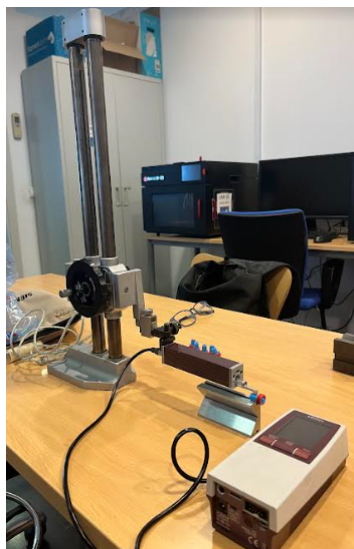


Figura 59: Rugosímetro

El mequipo empleado ha sido de la marca MITUTOYO, modelo SURFTEST SJ-210 y consta de tres partes:

1. Soporte: En la Figura 60 se muestra la sección donde se coloca y ajusta la estructura que sostiene el palpador, permitiendo regular su posición de manera adecuada.



Figura 60: Soporte

2. Palpador: En la Figura 61 se representa la parte del palpador, que incluye tanto el propio sensor de medición como la estructura que facilita su movimiento y registra los datos. El palpador opera por presión; cuando se coloca correctamente sobre la réplica, se acerca a ella hasta que el display muestra una señal de aviso. Luego, el palpador se introduce gradualmente en su soporte mientras registra la rugosidad a lo largo de esa trayectoria.



Figura 61: Palpador

3. Display: En la Figura 62 se presenta el display, una pantalla donde se visualizan los datos registrados y se configura el rugosímetro según las preferencias y parámetros de medición deseados.



Figura 62: Display

Para obtener los perfiles de rugosidad y los valores de Ra a través del software, es necesario determinar los parámetros adecuados. En la metodología utilizada, se ha establecido un valor de CutOff de 0,8 mm. Además, se ha especificado que el palpador realizará 4 recorridos a lo largo de su trayectoria, y se obtendrán resultados para uno de ellos, excluyendo el primero y el último recorrido (Figura 63). Esto permitirá obtener datos más precisos y representativos para el análisis de rugosidad.

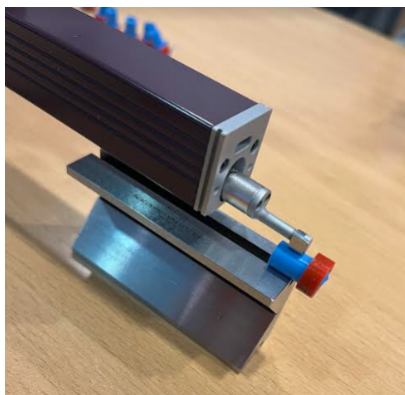


Figura 63: Medición de la rugosidad en una réplica.

El objetivo de este paso es obtener el valor de Ra, que representa la rugosidad media aritmética. Para obtener este parámetro, se debe colocar el palpador en el inicio de cada material, asegurándose de que realice una medición en una generatriz específica. Esta generatriz se selecciona para obtener una representación precisa de la rugosidad del material en cuestión.

Se procederá a colocar el palpador manualmente en una posición lo más alejada y elevada posible, de manera que pueda realizar un recorrido en un circuito de tres etapas:

1. Bajar hasta estar en contacto con la superficie.
2. Realizar la medición a lo largo de la superficie.
3. Subir a la altura inicial.

Al finalizar la medición, el formulario mostrará el perfil de rugosidad obtenido por el rugosímetro, junto con el valor de Ra correspondiente a la generatriz utilizada.

■ Medición de las desviaciones macrogeométricas

Las desviaciones macrogeométricas se evalúan mediante un equipo conocido como medidora de forma, que se ilustra en la Figura 64.



Figura 64: Máquina medidora de forma

El funcionamiento de este equipo se basa en el uso de un palpador preciso que se desplaza por la superficie de la réplica mientras rota junto con la cama de nivelación. La sensibilidad del palpador es tan alta que puede detectar desviaciones de hasta 0,01 micrómetros y realiza un recorrido alrededor de la pieza, marcando hasta 14.000 puntos de medición. Para este estudio, se ha empleado una medidora de forma de la marca ACCRETECH, modelo RONDCOM NEX.

Tras encender la medidora de forma y realizar los movimientos iniciales, el negativo se fija en la cama de nivelación (Figura 65), para después nivelarlo y configurar la posición del origen del palpador. Para configurar la posición del palpador primero hay que moverlo hasta que esté en contacto con un punto exterior de la réplica en la parte inferior, es decir, el punto $(x, z) = (R, 0)$. El radio será igual para cada negativo, y habrá que darle el valor exacto.

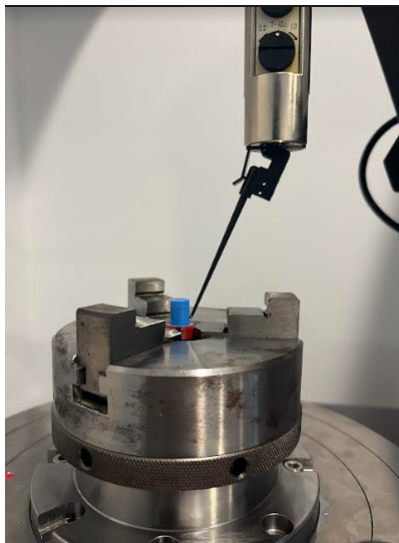


Figura 65: Negativo posicionado en la cama de nivelación y el palpador.

Cuando la cama está nivelada y el origen del equipo determinado es hora de programar las mediciones.

El programa de medición sigue un método ordenado, siguiendo el orden de medición de las réplicas enumerados previamente. Dentro de cada réplica, el programa ejecuta el siguiente método:

1. Medición de la redondez: se toman cuatro puntos de medición en el eje Z. El proceso implica que el palpador permanece fijo mientras que la cama de nivelación gira. Una vez finalizada la medición en una posición, el palpador se desplaza hacia la siguiente ubicación para continuar el proceso (Figura 66).

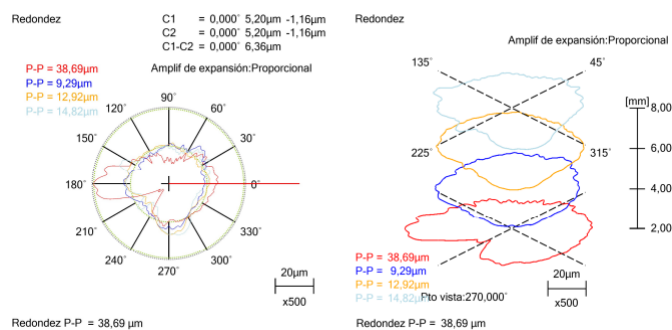


Figura 66: Esquema de las mediciones de redondez en un negativo.

2. Medición de la cilindridad: igual que en la medición de la redondez (Figura 67).

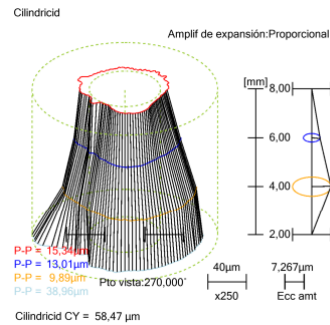


Figura 67: Esquema de las mediciones de cilindridad en un negativo.

3. Medición de la rectitud: durante el proceso de medición, el palpador se mueve en el sentido vertical del eje Z, mientras que la cama de nivelación gira hasta alcanzar la siguiente posición. Luego, el palpador baja para comenzar la nueva medición en esa ubicación. Es importante asegurarse de que el palpador esté en posición vertical durante todo el proceso de medición (Figura 68).

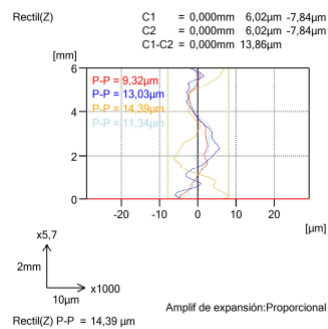


Figura 68: Esquema de las mediciones de rectitud en un negativo.

Durante la medición, se puede monitorear y controlar su progreso a través del software. El software permite visualizar la posición actual del palpador, el recorrido de medición realizado hasta el momento y la presión que se está aplicando sobre la pieza. Esta información en tiempo real facilita un seguimiento preciso del proceso y asegura una medición precisa y detallada de la superficie de la pieza.

4. RESULTADOS

4.1. Introducción

En este capítulo, se presentan los resultados obtenidos a partir de los procedimientos descritos en el capítulo anterior.

Todos los resultados obtenidos han sido analizados y comparados mediante gráficas para identificar posibles relaciones entre ellos.

4.2. Desgaste de la herramienta

En este apartado se comentarán los posibles mecanismos de desgaste generados en el proceso de taladrado de la aleación de aluminio.

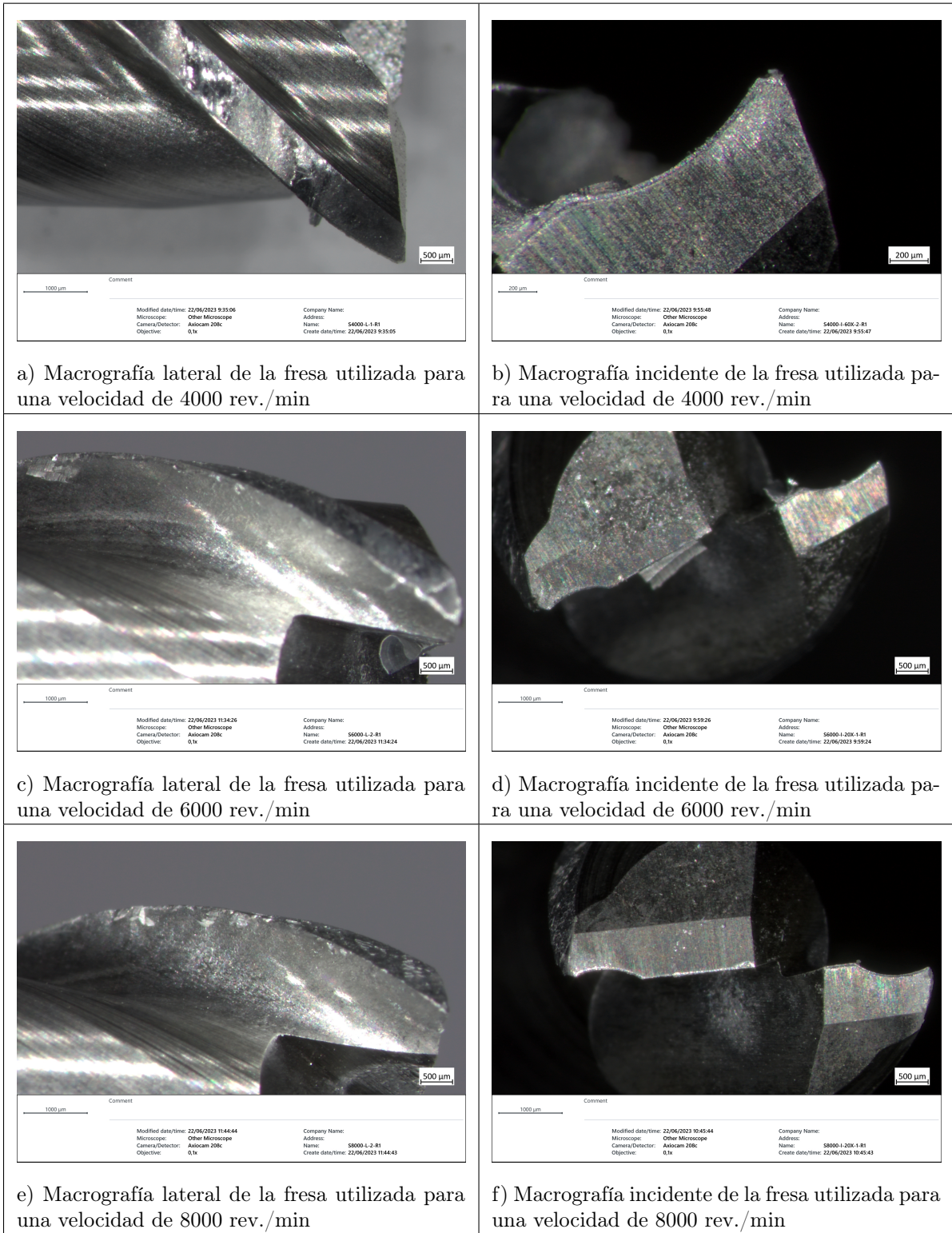
Con el fin de identificar cualquier forma de desgaste que pueda haber surgido, se han llevado a cabo una serie de macrografías utilizando diversos niveles de aumento de la herramienta. Para concluir, se presentarán los resultados obtenidos de las señales de temperatura y energía registradas durante el proceso de taladrado, las cuales están directamente relacionadas con el desgaste experimentado por la herramienta.

4.2.1. Macrografías

Durante el proceso de taladrado de aleaciones de aluminio, prevalece principalmente el mecanismo de desgaste conocido como adhesión secundaria. Las observaciones en las macrografías obtenidas confirman que este mecanismo de desgaste de la aleación de aluminio es el predominante.

- Taladrado orbital.

A continuación, se muestran las macrografías obtenidas durante el fresado con diferentes velocidades de corte (Cuadro 10).



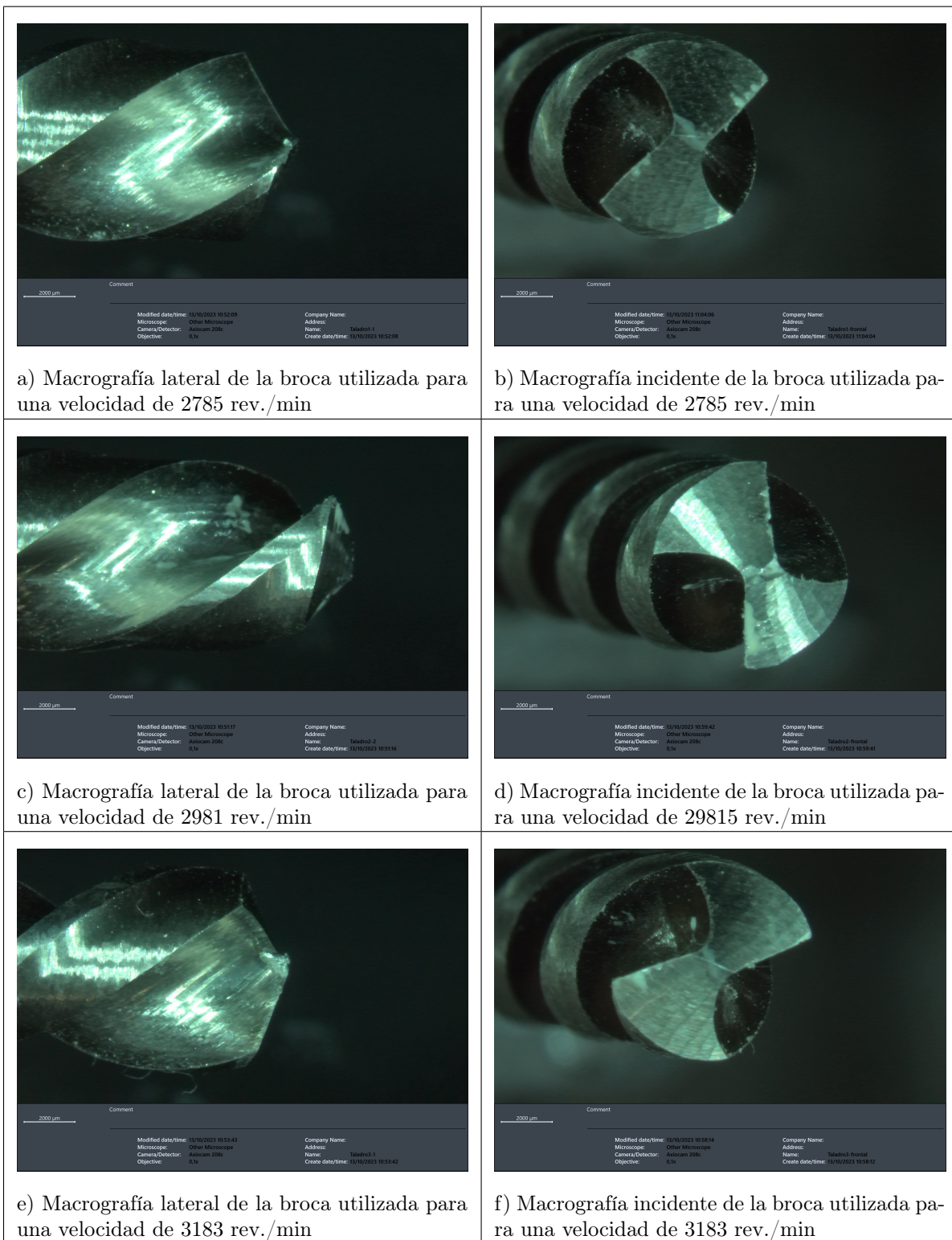
Cuadro 10: Imágenes de la fresa después de realizar los ensayos de taladrado orbital

Se puede observar que, durante el proceso de mecanizado de la aleación de aluminio, ocurre una adhesión de material sobre las aristas principales de la broca, lo que resulta en una alteración de la geometría original de la herramienta.

También es posible notar un desgaste redondeado en los bordes de corte de la herramienta. Este fenómeno se origina debido al desgaste que la herramienta experimenta durante el proceso de taladrado. Inicialmente, los bordes de corte de la herramienta están afilados, pero las acciones involucradas en el taladrado, así como la naturaleza agresiva del mecanizado de la aleación de aluminio, resultan en una alteración geométrica de estos filos de corte.

- Taladrado convencional.

De manera similar al proceso de fresado, los mismos mecanismos de desgaste de la herramienta también pueden observarse durante el proceso de taladrado convencional (Cuadro 11).



Cuadro 11: Imágenes de la broca después de realizar los ensayos de taladrado convencional

Al analizar los resultados comparativos, se observa una mayor acumulación de material y un desgaste más pronunciado de los filos de corte en las brocas en comparación con las fresas, a pesar de que se hayan realizado menos ensayos.

4.2.2. Monitorización durante el proceso del taladrado.

Señales adquiridas de temperatura

En esta parte, se examinarán los datos de temperatura obtenidos de los ensayos de mecanizado a través de la cámara térmica, tal y como se ilustra en la Figura 69.

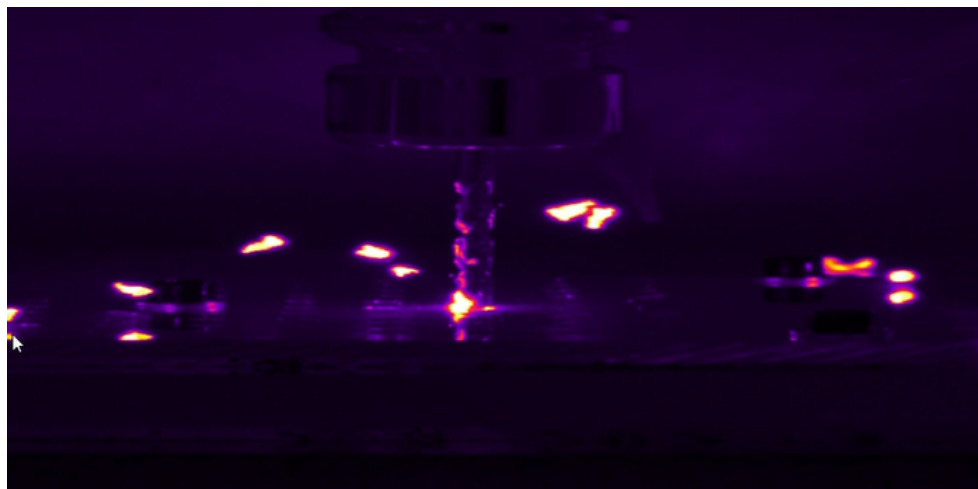


Figura 69: Imagen captada por la cámara termográfica.

■ Taladrado orbital.

En primer lugar, se muestra un gráfico (Figura 70) que representa los valores de un solo experimento, en el cual se visualizan los valores máximos registrados.

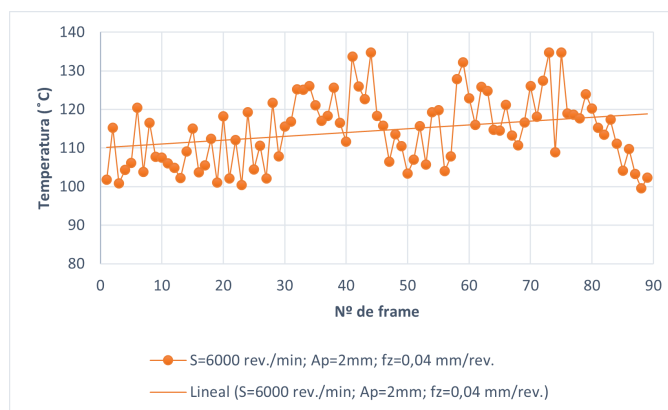


Figura 70: Temperatura máxima alcanzada en un ensayo de taladrado orbital.

Se pueden identificar dos picos máximos que se relacionan con la acción de taladrado orbital durante la realización de la caja circular. La razón de la presencia de dos picos se debe a que este experimento tiene una profundidad de corte de 2 mm.

A continuación, se presenta el Cuadro 12 que muestra las lecturas obtenidas de la temperatura durante la primera serie de operaciones de fresado.

Ensayo	S (rev./min)	Fz(mm)	Ap(mm)	Sentido de giro	Temp. máx. (°C)
1	4000	0,02	2	Concordancia	90,40
2	4000	0,02	2	Oposición	99,12
3	4000	0,02	5	Concordancia	103,25
4	4000	0,02	5	Oposición	105,51
5	4000	0,04	2	Concordancia	116,52
6	4000	0,04	2	Oposición	113,71
7	4000	0,04	5	Concordancia	134,80
8	4000	0,04	5	Oposición	122,73
9	4000	0,06	2	Concordancia	135,98
10	4000	0,06	2	Oposición	135,96
11	4000	0,06	5	Concordancia	148,09
12	4000	0,06	5	Oposición	140,73
13	6000	0,02	2	Concordancia	107,7
14	6000	0,02	2	Oposición	133,79
15	6000	0,02	5	Concordancia	131,83
16	6000	0,02	5	Oposición	127,38
17	6000	0,04	2	Concordancia	154,19
18	6000	0,04	2	Oposición	134,8
19	6000	0,04	5	Concordancia	192,59
20	6000	0,04	5	Oposición	145,02
21	6000	0,06	2	Concordancia	166,42
22	6000	0,06	2	Oposición	136,66
23	6000	0,06	5	Concordancia	164,32
24	6000	0,06	5	Oposición	145,04
25	8000	0,02	2	Concordancia	163,81
26	8000	0,02	2	Oposición	137,86
27	8000	0,02	5	Concordancia	184,57
28	8000	0,02	5	Oposición	173,55
29	8000	0,04	2	Concordancia	192,95
30	8000	0,04	2	Oposición	184,96
31	8000	0,04	5	Concordancia	193,22
32	8000	0,04	5	O	180,87
33	8000	0,06	2	Concordancia	187,16
34	8000	0,06	2	Oposición	176,77
35	8000	0,06	5	Concordancia	216,76
36	8000	0,06	5	Oposición	181,89

Cuadro 12: Temperatura máxima obtenida en función de los parámetros empleados.

La temperatura incrementa a medida que la velocidad de corte aumenta. Este fenómeno se atribuye a la ausencia de fluido refrigerante durante el proceso de mecanizado, así como a la posible adherencia de las virutas de corte generadas durante la operación [12].

Con el propósito de facilitar la interpretación de los datos recopilados, se han generado una serie de gráficos que muestran la relación entre la velocidad de corte de la herramienta y la temperatura máxima obtenida.

Como se puede observar en la Figura 71, y como ya se mencionó previamente, la temperatura tiende a aumentar en los ensayos efectuados en función de la velocidad de corte a excepción de los ensayos realizados con una velocidad de 6000 rev./min. En los ensayos con una profundidad de corte de 2 milímetros, se observa que la temperatura máxima alcanzada es inferior en comparación con los ensayos que se realizaron con una profundidad de corte de 5 milímetros. Esta diferencia se explica por

la cantidad de material que se elimina en cada pasada, ya que esto puede generar una mayor fricción entre la herramienta de corte y el material [12].

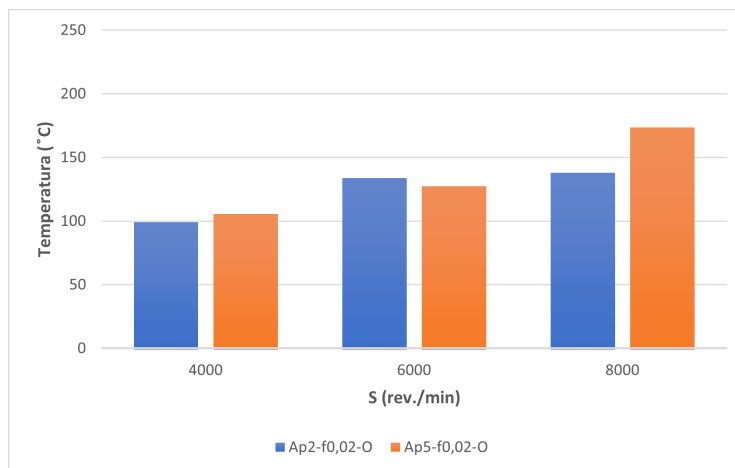


Figura 71: Temperatura máxima alcanzada en los ensayos en oposición con una profundidad de pasada de 0,02 mm/diente.

En el presente gráfico (Figura 72), en el cual la única variable que cambia es la dirección de giro de la herramienta en comparación con el gráfico anterior, es evidente que la temperatura máxima alcanzada con una profundidad de corte de 2 milímetros es superior a la obtenida con una profundidad de corte de 5 milímetros. Este fenómeno se atribuye a la dirección de giro de la herramienta, ya que estamos analizando ensayos realizados en concordancia. En este contexto, se puede inferir que la diferencia se debe a una menor fricción, ya que la herramienta de corte tiende a "deslizarse" sobre la superficie de la pieza de trabajo en la misma dirección que su movimiento de rotación. Esto conlleva a una mayor generación de calor debido a la fricción, dado que con una profundidad de corte menor, la herramienta de corte permanece en contacto con la pieza durante un período de tiempo prolongado [9].

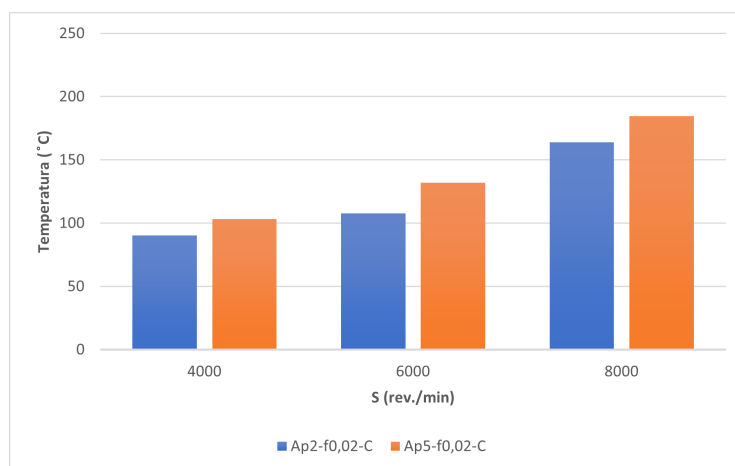


Figura 72: Temperatura máxima alcanzada en los ensayos en concordancia con una profundidad de pasada de 0,02 mm/diente.

En el gráfico representado (Figura 73) se incrementa la velocidad de avance, lo que resulta en un aumento de la temperatura durante el proceso de mecanizado. Continuamos observando la misma tendencia que se mencionó previamente en el gráfico anterior: cuando se utiliza una profundidad de corte menor y la herramienta gira en sentido opuesto, la temperatura es menor en comparación con el caso de una profundidad de corte mayor [12].

Además, se observa que la temperatura máxima alcanzada es menor cuando se utiliza el fresado en oposición en comparación con el fresado en concordancia. Esta diferencia puede atribuirse a la dirección del corte, ya que en el fresado con la herramienta en oposición, la herramienta gira en sentido contrario al avance de la pieza. Esto implica que la parte frontal de la herramienta entra en contacto con el material antes que cualquier otra parte, lo que facilita un corte más eficiente y una evacuación más efectiva de las virutas. Como resultado, se reduce la fricción y, por ende, la acumulación de calor [9].

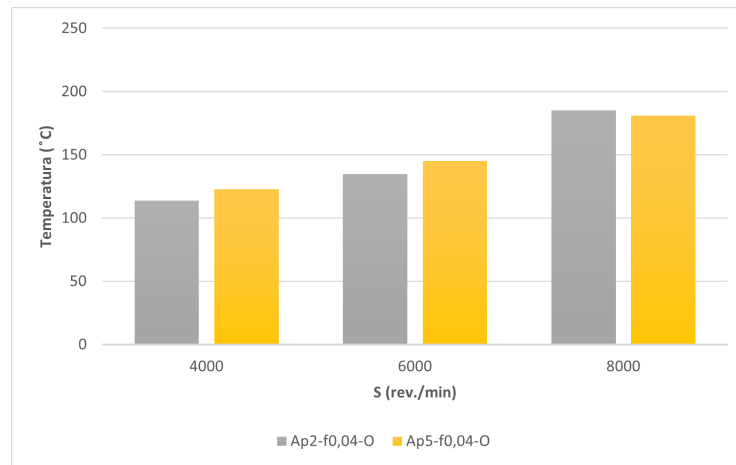


Figura 73: Temperatura máxima alcanzada en los ensayos en oposición con una profundidad de pasada de 0,04 mm/diente.

En los ensayos realizados en concordancia con una mayor velocidad de avance y una mayor velocidad de corte, se observa una tendencia diferente a la registrada en los ensayos anteriores en concordancia. En este caso, la temperatura máxima aumenta a medida que se incrementa la velocidad de avance. Esta variación se debe al menor tiempo requerido para la operación de mecanizado, lo que reduce el período de fricción entre la herramienta y el material de corte. En consecuencia, la profundidad de pasada continúa teniendo influencia en la temperatura, pero no provoca un aumento de la temperatura a profundidades de pasada más bajas (Figura 74).

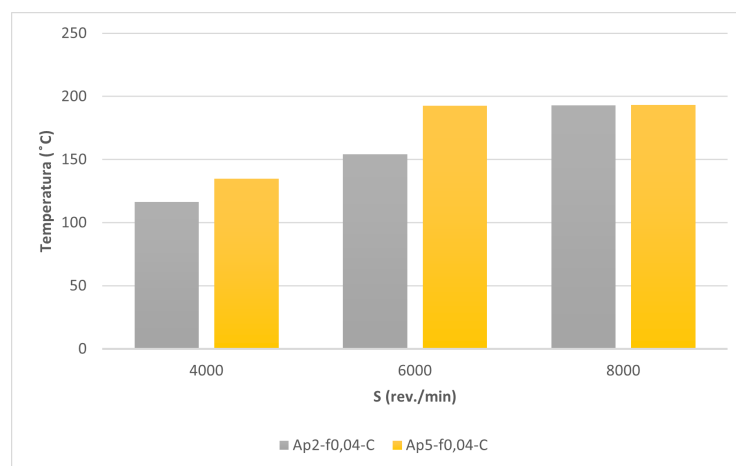


Figura 74: Temperatura máxima alcanzada en los ensayos en concordancia con una profundidad de pasada de 0,04 mm/diente.

Por último, se muestran los gráficos de los ensayos realizados con una velocidad de avance mayor.

En el caso de los ensayos en oposición (Figura 75) podemos observar que la temperatura aumenta conforme aumenta la velocidad de corte, Así mismo, podemos observar que la temperatura máxima obtenida en estos ensayos es menor que en los ensayos con sentido de giro en concordancia.

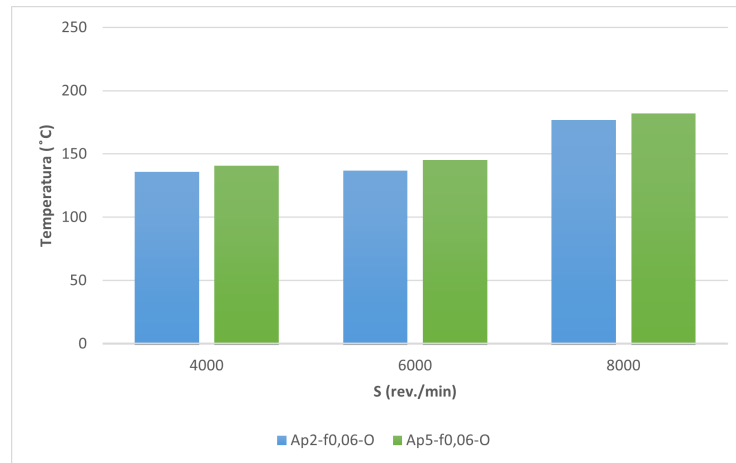


Figura 75: Temperatura máxima alcanzada en los ensayos en oposición con una profundidad de pasada de 0,06 mm/diente.

En los ensayos realizados en concordancia (Figura 76), se puede observar que el valor de la temperatura máxima también aumenta a medida que se incrementa la velocidad de corte, tal como se ha explicado y justificado en ensayos previos.

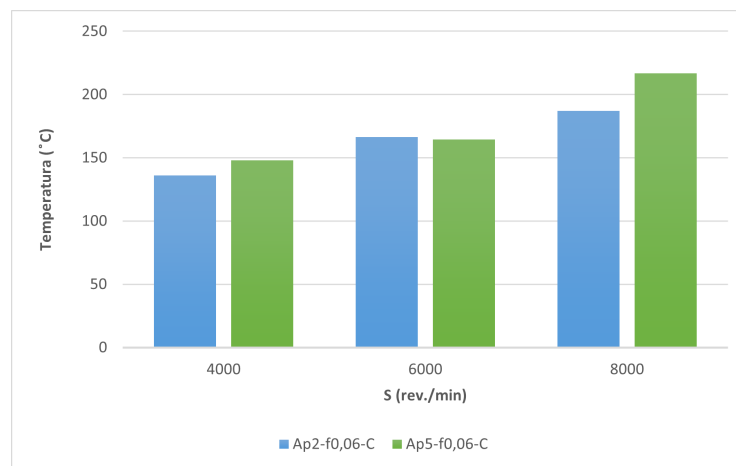


Figura 76: Temperatura máxima alcanzada en los ensayos en concordancia con una profundidad de pasada de 0,06 mm/diente.

En conclusión, se puede apreciar que a medida que la velocidad de corte aumenta, también se incrementa la temperatura máxima alcanzada. Esto sugiere que a velocidades más altas, se obtiene una temperatura más elevada, lo que a su vez conlleva un mayor desgaste de la herramienta.

De acuerdo con la evidencia presentada por Gómez-Parra [45], la velocidad de avance se confirma como el parámetro de corte más influyente en el proceso de mecanizado. Esto se respalda al observar en cada uno de los gráficos que la temperatura máxima alcanzada con las distintas combinaciones de parámetros se obtiene cuando se utiliza la mayor velocidad de avance.

También se pudo observar que en el caso de un movimiento en concordancia, se registra una temperatura máxima más alta en comparación con un movimiento en oposición de la herramienta.

- Taladrado convencional.

En el proceso de taladrado convencional (Cuadro 13), se observa una tendencia similar: la temperatura máxima aumenta a medida que la velocidad de rotación de la herramienta aumenta. Este fenómeno se explica por el hecho de que a velocidades de corte más elevadas, la fricción entre la broca y el material aumenta, generando mayor calor. Además, una broca desgastada o dañada puede contribuir al aumento de la temperatura debido a la fricción adicional y la disminución de la eficiencia en el proceso de corte [9,12].

Ensayo	S (rev./min.)	Temp máx.(°C)
1	2758	180,76
2	2981	194,21
3	3183	198,31

Cuadro 13: Temperatura máxima alcanzada en función de la velocidad de corte empleada en el taladrado convencional.

Para facilitar la interpretación de los datos y respaldar la justificación, se incluye el siguiente gráfico (Figura 77):

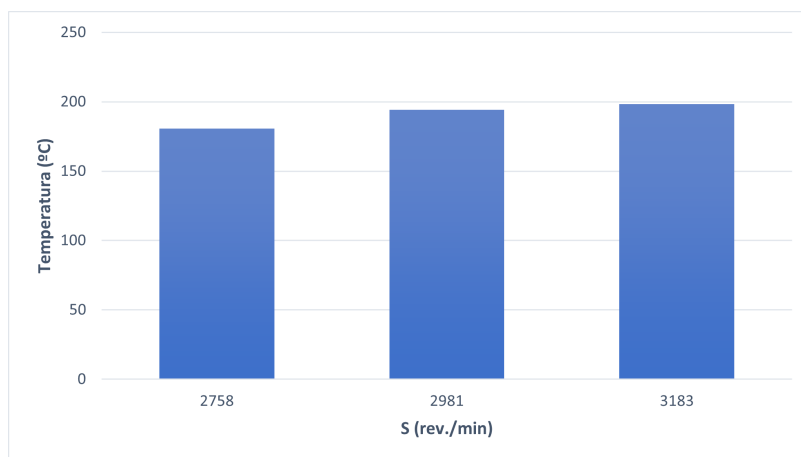


Figura 77: Temperatura máxima alcanzada en los ensayos de taladrado convencional.

En estos experimentos, se puede notar que la variación de temperatura sigue una tendencia casi lineal, a diferencia del taladrado orbital, donde la variación es considerablemente mayor. Además, es importante señalar que en varios ensayos de taladrado orbital, se alcanzaron temperaturas más altas en comparación con el taladrado convencional.

Al llevar a cabo la comparación, se evidencia que el taladrado orbital generalmente conduce a temperaturas más bajas en comparación con el taladrado convencional, a pesar de que se han encontrado algunos casos en el taladrado orbital con temperaturas igual de elevadas que en el taladrado convencional. Por lo tanto, considerando la temperatura del proceso, el taladrado orbital podría considerarse la opción más adecuada.

Señales adquiridas de energía

- Taladrado orbital.

De manera similar al apartado anterior, se presenta el Cuadro 14 que muestra los diversos valores de energía obtenidos durante el proceso de fresado orbital.

Ensayo	S (rev./min)	Fz (mm/rev.)	Ap (mm)	Sentido de giro	Potencia (W)	Energía (W*s)
1	4000	0.02	2	Concordancia	1044,65	20,61
2	4000	0.02	2	Oposición	1061,16	21,17
3	4000	0.02	5	Concordancia	1560,68	19,08
4	4000	0.02	5	Oposición	1318,23	16,11
5	4000	0.04	2	Concordancia	1053,22	14,28
6	4000	0.04	2	Oposición	1048,34	14,27
7	4000	0.04	5	Concordancia	1055,44	9,68
8	4000	0.04	5	Oposición	1058,44	9,7
9	4000	0.06	2	Concordancia	1051,48	12,56
10	4000	0.06	2	Oposición	1125,92	13,13
11	4000	0.06	5	Concordancia	1106,83	8,92
12	4000	0.06	5	Oposición	1075,22	8,36
13	6000	0.02	2	Concordancia	1121,81	14,96
14	6000	0.02	2	Oposición	1122,81	14,98
15	6000	0.02	5	Concordancia	1139,97	9,5
16	6000	0.02	5	Oposición	1146,73	9,56
17	6000	0.04	2	Concordancia	1142,97	10,48
18	6000	0.04	2	Oposición	1136,7	10,42
19	6000	0.04	5	Concordancia	1175,58	7,51
20	6000	0.04	5	Oposición	1478,32	9,03
21	6000	0.06	2	Concordancia	1672,32	13,47
22	6000	0.06	2	Oposición	1658,92	13,37
23	6000	0.06	5	Concordancia	1679,81	9,33
24	6000	0.06	5	Oposición	1665,93	9,26
25	8000	0.02	2	Concordancia	1312,97	14,15
26	8000	0.02	2	Oposición	1307,94	13,8
27	8000	0.02	5	Concordancia	1351,89	8,63
28	8000	0.02	5	Oposición	1348,98	8,62
29	8000	0.04	2	Concordancia	1340,2	9,68
30	8000	0.04	2	Oposición	1457,57	25,11
31	8000	0.04	5	Concordancia	1906,88	9,54
32	8000	0.04	5	Oposición	1891,76	8,94
33	8000	0.06	2	Concordancia	1866,3	11,41
34	8000	0.06	2	Oposición	1441,16	8,8
35	8000	0.06	5	Concordancia	1395,17	5,81
36	8000	0.06	5	Oposición	1382,02	5,76

Cuadro 14: Variables

Con el propósito de facilitar la interpretación de los datos recopilados, se han generado una serie de gráficos que muestran la relación entre la velocidad de la herramienta, la profundidad de pasada, el sentido de giro y la potencia máxima obtenida.

En los experimentos con una profundidad de pasada de 2 mm y una dirección de giro opuesta (Figura 78), se puede notar que a medida que aumenta la velocidad de corte (S), la potencia activa generada

también aumenta. Se observa un punto máximo de potencia activa cuando la velocidad alcanza las 8000 revoluciones por minuto y el avance es de 0,04 mm por revolución. Este fenómeno podría estar relacionado con el desgaste que experimenta la herramienta a lo largo del proceso, como se discutió previamente en la sección de las micrografías.

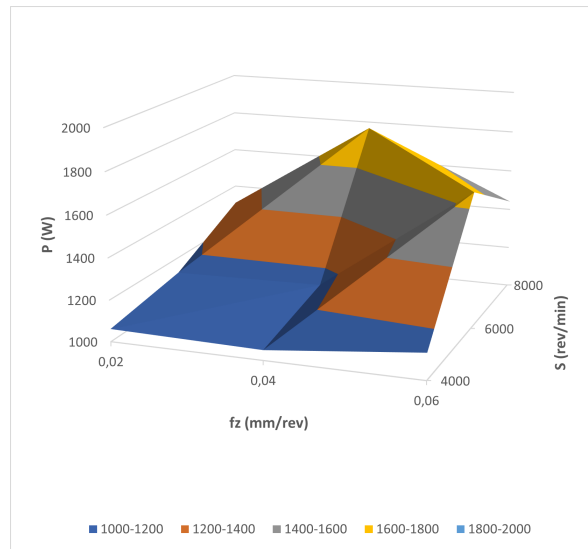


Figura 78: Potencia máxima alcanzada en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 2 mm y un sentido de giro en oposición.

Claramente, se incrementa la energía activa del proceso de mecanizado a medida que se reduce la velocidad de mecanizado, esto se debe al mayor tiempo de corte requerido en cada operación. Cuanto más prolongado sea el tiempo de corte, mayor será el valor de la energía activa necesaria para llevar a cabo la tarea.

En este proceso de mecanizado con un avance de 2 mm por revolución y una dirección de corte en oposición (Figura 79), se puede notar que a pesar de que se presenta un pico de potencia a una velocidad de 8000 revoluciones por minuto, la mayor energía activa se obtiene a velocidades de corte más bajas, específicamente a $S = 4000$ revoluciones por minuto.

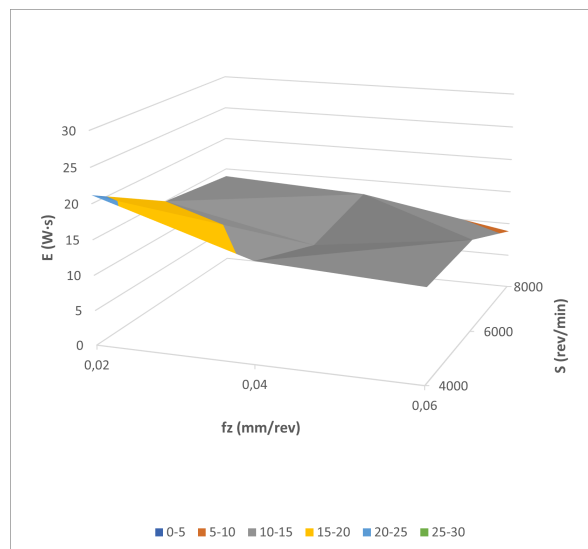


Figura 79: Energía máxima alcanzada en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 2 mm y un sentido de giro en oposición.

En los experimentos realizados con una profundidad de pasada de 2 mm, se observa, al igual que en la situación mencionada anteriormente, que la potencia incrementa a medida que la velocidad de corte aumenta, alcanzando la máxima potencia activa a una velocidad de 8000 revoluciones por minuto y un avance de 0,06 mm por revolución (Figura 80).

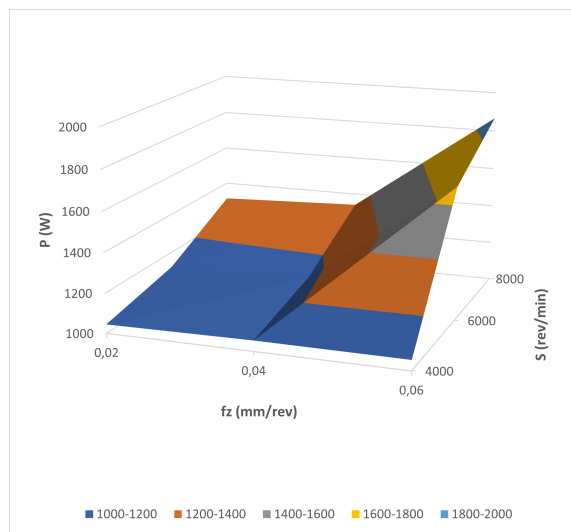


Figura 80: Potencia máxima alcanzada en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 2 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.

En cuanto a la energía activa obtenida, seguimos observando los mismos patrones. A medida que la velocidad de corte (S) aumenta, la energía activa en el proceso de mecanizado disminuye (Figura 81). La energía activa máxima en los experimentos de mecanizado con una profundidad de pasada de 2 mm y una dirección de giro en concordancia se obtiene cuando la velocidad de corte es de 400 revoluciones por minuto y el avance es de 0,02 mm por revolución.

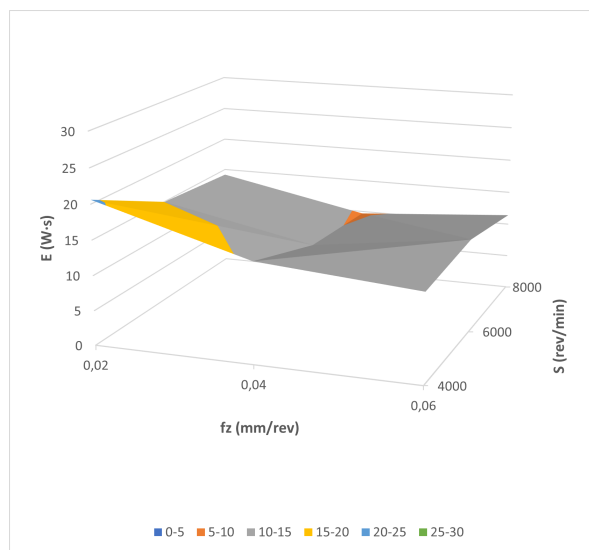


Figura 81: Energía máxima alcanzada en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 2 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.

En los experimentos con una dirección de giro en sentido opuesto y una profundidad de pasada de 5 mm (Figura 82), se observa la obtención de un pico de potencia activa cuando la velocidad de corte es de 8000 revoluciones por minuto y el avance es de 0,04 mm por revolución, similar a lo que se comentó en los experimentos anteriores en los que la única variación era la profundidad de pasada.

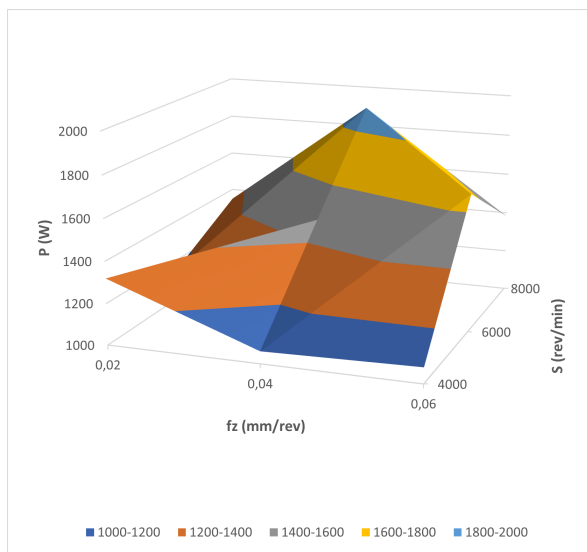


Figura 82: Potencia máxima alcanzada en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 5 mm y un sentido de giro en oposición.

Como se puede apreciar (Figura 83), la máxima energía activa todavía se obtiene con una velocidad de corte baja, a $S = 4000$ revoluciones por minuto y un avance de 0,02 mm por revolución. Se nota una disminución en la energía activa en comparación con la obtenida con una profundidad de corte menor, y esto se debe al tiempo de mecanizado, que en este caso es menor.

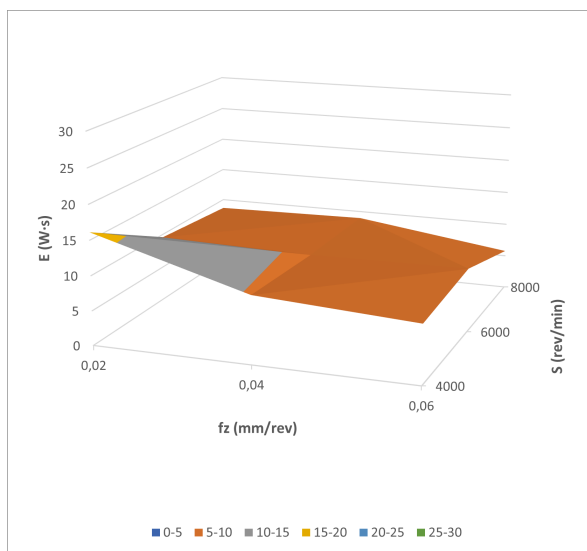


Figura 83: Energía máxima alcanzada en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 5 mm y un sentido de giro en oposición.

En los ensayos realizados con una profundidad de pasada de 5 mm (Figura 84), se observa que la potencia activa máxima se logra con una velocidad de corte de 8000 revoluciones por minuto y un avance de 0,04 mm por revolución. Se pueden apreciar diferencias en comparación con los resultados obtenidos en los ensayos con una profundidad de pasada de 2 mm, ya que en ese caso, el pico de potencia activa se alcanzaba a la misma velocidad de corte, pero con un avance de 0,06 mm por revolución.

Esta variación podría atribuirse al desgaste experimentado por la herramienta de corte a lo largo del proceso de mecanizado, como se mencionó previamente y se puede apreciar en la sección de micrografías.

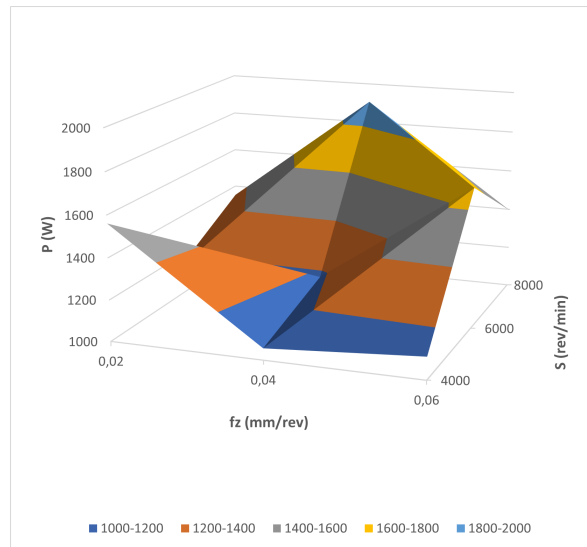


Figura 84: Potencia máxima alcanzada en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 5 mm y un sentido de giro en concordancia.

En lo que respecta a la energía activa obtenida (Figura 85), se nota una disminución en los valores debido al menor tiempo de mecanizado, en comparación con los ensayos con una profundidad de pasada de 2 mm. Al igual que en los experimentos mencionados anteriormente, se observa una mayor generación de energía activa a velocidades de corte más bajas, $S = 4000$ revoluciones por minuto, con una profundidad de pasada de 0,02 mm.

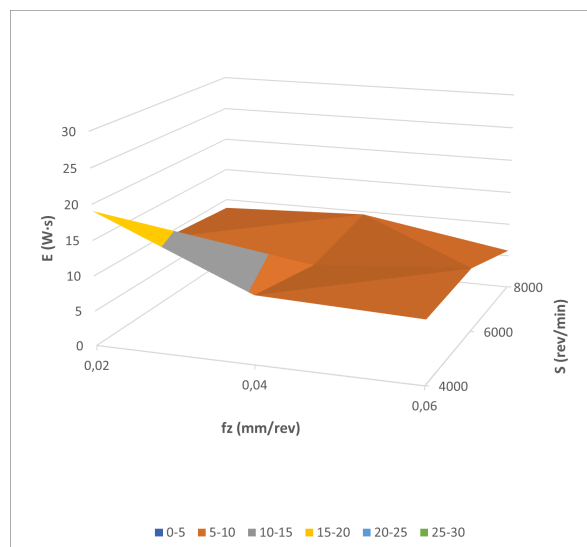


Figura 85: Energía máxima alcanzada en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 5 mm y un sentido de giro en concordancia.

Como se puede apreciar, a medida que aumenta la profundidad del mecanizado, se observa una disminución en el consumo de energía y parece haber una ligera tendencia a reducir el consumo de energía activa a medida que aumentan las velocidades de corte y avance. Todo esto se relaciona con el tiempo de mecanizado, ya que a mayor tiempo, se requiere un mayor consumo de energía.

- Taladrado convencional.

En el taladrado convencional, al igual que en el fresado, es notorio que a medida que la velocidad de la herramienta aumenta, se requiere una mayor potencia (Cuadro 15).

Ensayo	S (rev./min)	Potencia (W)	Energía (W*s)
1	2785	599,55	1,67
2	2981	618,02	1,72
3	3183	625,95	1,56

Cuadro 15: Potencia máxima alcanzada en función de la velocidad de corte empleada en el taladrado convencional.

Para facilitar la interpretación de los datos, se incluyen los siguientes gráficos:

En el proceso de taladrado convencional, se aprecia una tendencia prácticamente lineal en la potencia activa obtenida, independientemente de la velocidad de corte utilizada (Figura 86).

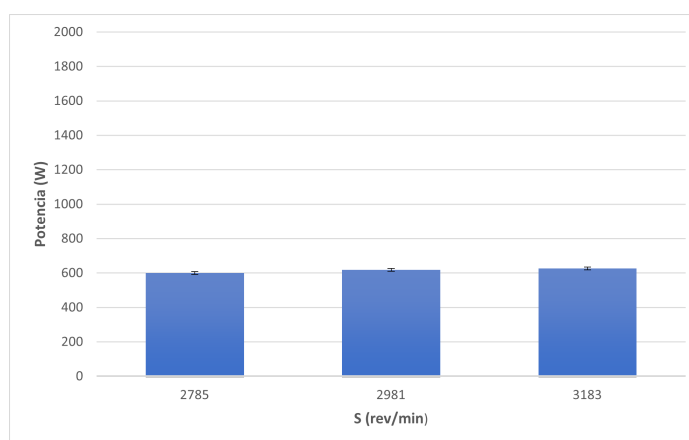


Figura 86: Potencia máxima alcanzada en el taladrado en función de la velocidad de la herramienta.

De manera similar a lo que ocurre con la potencia activa obtenida, la energía activa también sigue una tendencia prácticamente lineal, con valores bastante bajos debido al reducido tiempo de corte necesario en el proceso de mecanizado (Figura 87).

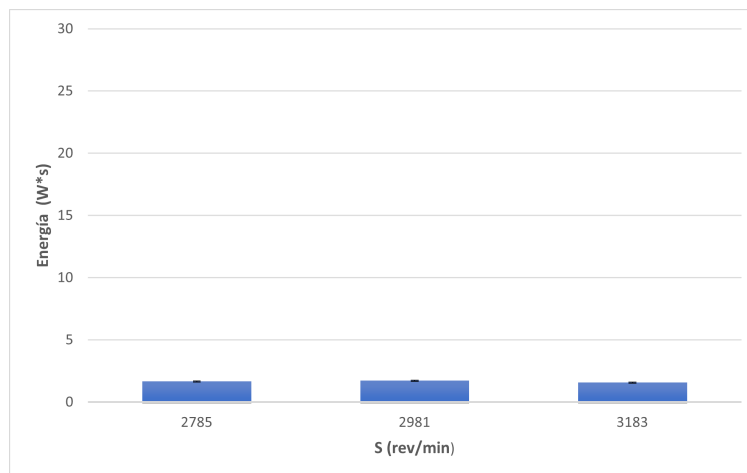


Figura 87: Energía máxima alcanzada en el taladrado en función de la velocidad de la herramienta.

Al comparar los resultados, podemos observar que en el taladrado orbital se requiere una mayor cantidad de energía activa en comparación con el taladrado convencional, esto se debe a la mayor demanda de potencia en el proceso de mecanizado y al tiempo necesario para completar cada operación.

4.3. Rugosidad media aritmética

En este apartado se presentan los resultados obtenidos mediante la medición de la réplica del fresado realizado.

- Taladrado orbital

En lo que respecta a la calidad superficial, la industria aeronáutica suele dar mayor importancia al parámetro de rugosidad media aritmética (R_a). Normalmente, se establecen valores máximos que oscilan alrededor de los $1,6 \mu\text{m}$. En resumen, los resultados generales de este proceso revelan que se logran valores de R_a inferiores a $1,6 \mu\text{m}$, lo que resulta muy interesante.

En primer lugar, se muestran en el Cuadro 16 los resultados asociados a diferentes velocidad de avance, empleando diferentes combinaciones de velocidad de corte y profundidad de pasada, además de variar la dirección de rotación de la herramienta.

Ensayo	Velocidad (rev./min)	Fz(mm)	Ap(mm)	Sentido de giro	Ra (μm)
1	4000	0,02	2	Concordancia	1,845
2	4000	0,02	2	Oposición	1,260
3	4000	0,02	5	Concordancia	1,276
4	4000	0,02	5	Oposición	1,401
5	4000	0,04	2	Concordancia	1,228
6	4000	0,04	2	Oposición	0,779
7	4000	0,04	5	Concordancia	0,751
8	4000	0,04	5	Oposición	0,718
9	4000	0,06	2	Concordancia	1,592
10	4000	0,06	2	Oposición	0,752
11	4000	0,06	5	Concordancia	1,640
12	4000	0,06	5	Oposición	0,949
13	6000	0,02	2	Concordancia	1,348
14	6000	0,002	2	Oposición	0,962
15	6000	0,02	5	Concordancia	1,319
16	6000	0,02	5	Oposición	0,792
17	6000	0,04	2	Concordancia	1,594
18	6000	0,004	2	Oposición	0,697
19	6000	0,04	5	Concordancia	1,213
20	6000	0,04	5	Oposición	1,268
21	6000	0,06	2	Concordancia	1,719
22	6000	0,06	2	Oposición	1,085
23	6000	0,06	5	Concordancia	1,835
24	6000	0,06	5	Oposición	1,336
25	8000	0,02	2	Concordancia	1,597
26	8000	0,02	2	Oposición	1,292
27	8000	0,02	5	Concordancia	1,499
28	8000	0,02	5	Oposición	0,816
29	8000	0,04	2	Concordancia	1,234
30	8000	0,04	2	Oposición	0,911
31	8000	0,04	5	Concordancia	1,668
32	8000	0,04	5	Oposición	1,094
33	8000	0,06	2	Concordancia	1,674
34	8000	0,06	2	Oposición	0,774
35	8000	0,06	5	Concordancia	1,416
36	8000	0,06	5	Oposición	1,1965

Cuadro 16: Rugosidad Media Aritmética en función de los parámetros empleados.

A continuación, para una mejor interpretación, se presentan los resultados mediante gráficas. Posteriormente, analizaremos los valores obtenidos a través de los ensayos.

Cuando se utiliza una velocidad de corte de 0,02 mm/min y el sentido de giro es en oposición, no se aprecia una tendencia definida. Sin embargo, al emplear una velocidad de corte de 4000 rev./min y una profundidad de pasada de 2 mm, se observa que la rugosidad media aritmética obtenida es menor que cuando se utiliza una velocidad de avance más alta. Por otro lado, al aumentar la velocidad de corte, se produce un efecto contrario: la rugosidad media aritmética disminuye a medida que aumenta la velocidad de avance (Figura 88).

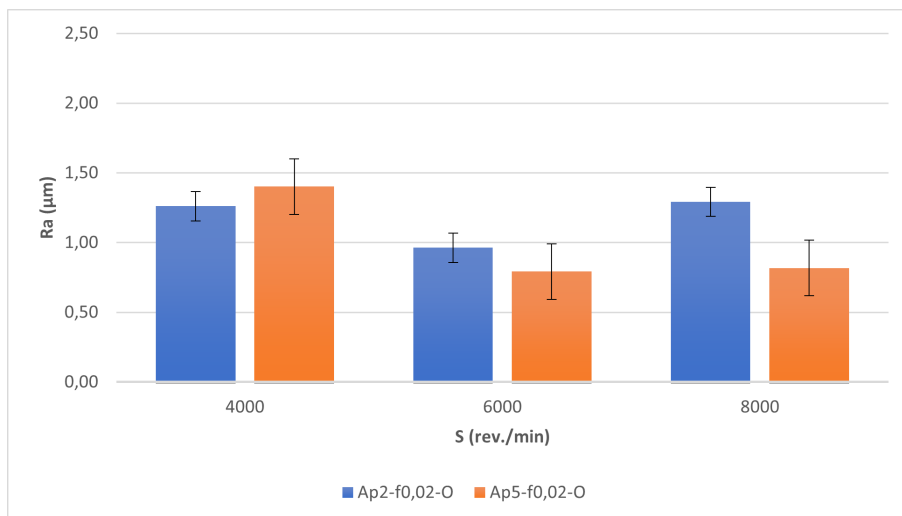


Figura 88: Rugosidad aritmética obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,02 mm/diente y un sentido de giro en oposición.

En los ensayos en concordancia, al igual que en los ensayos de las mismas características pero en sentido opuesto, al emplear una velocidad de corte de 4000 rev./min y una profundidad de pasada de 2 mm, se observa que la rugosidad media aritmética obtenida es menor que cuando se utiliza una velocidad de avance más alta. Sin embargo, al aumentar la velocidad de corte, la rugosidad media aritmética disminuye a medida que aumenta la velocidad de avance (Figura 89).

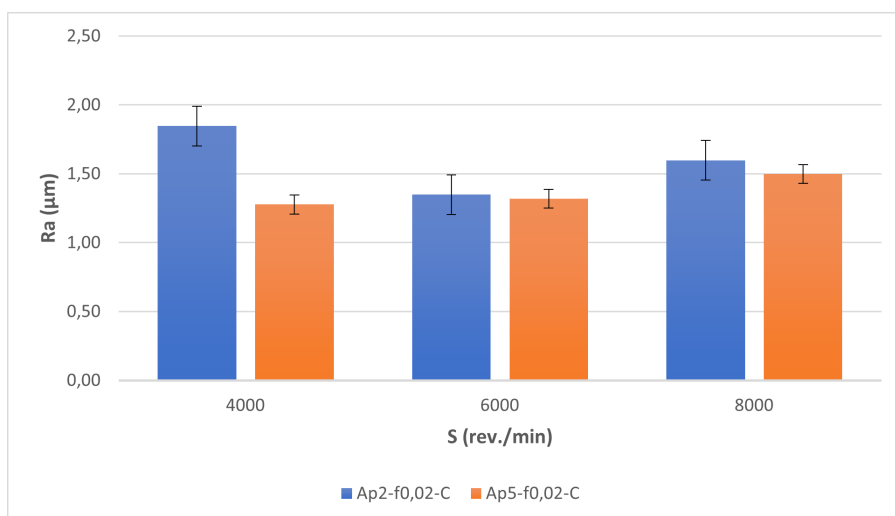


Figura 89: Rugosidad aritmética obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,02 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.

Cuando incrementamos el avance a 0,04 mm/rev. y utilizamos el sentido de la herramienta en oposición, se hace evidente que a velocidades de corte elevadas, la rugosidad es menor cuando la profundidad de pasada es de 2 mm. En contraste, cuando la velocidad de corte es baja, la rugosidad disminuye a medida que aumenta la profundidad de pasada (Figura 90).

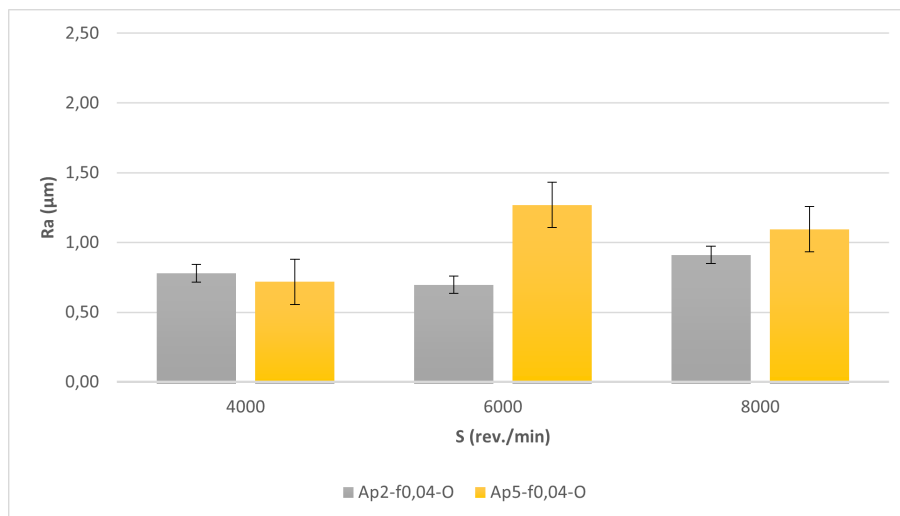


Figura 90: Rugosidad aritmética obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,04 mm/diente y un sentido de giro en oposición.

En los ensayos llevados a cabo en concordancia con un avance de 0,04 mm/rev. (Figura 91), se pueden observar valores más elevados en comparación con los ensayos en sentido opuesto. Esta discrepancia se atribuye al sentido de giro de la herramienta, ya que en el fresado en concordancia, las virutas generadas no se evacuan adecuadamente, lo que resulta en una mayor rugosidad [9]. A velocidades más bajas y con un avance más reducido, se obtiene una rugosidad superior en comparación con avances más rápidos. Sin embargo, a medida que aumenta la velocidad de corte, se nota que en los ensayos con un avance menor, la rugosidad disminuye.

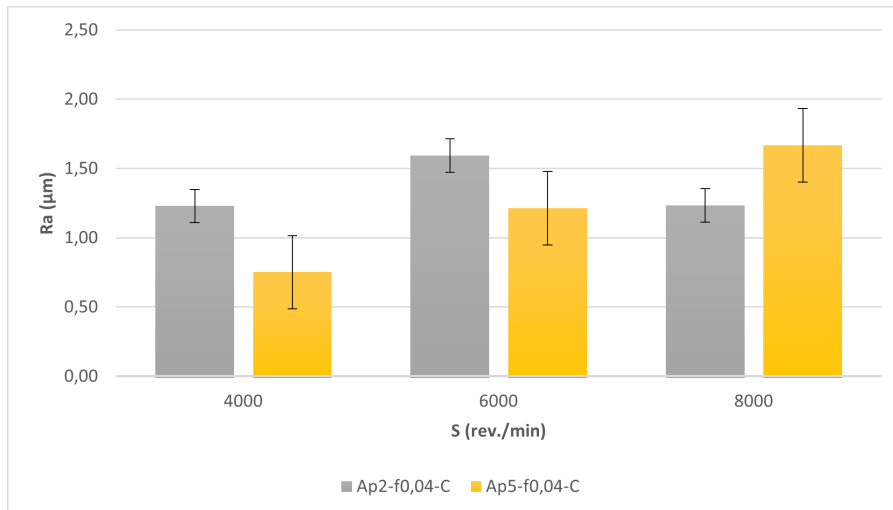


Figura 91: Rugosidad aritmética obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,04 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.

En los últimos ensayos realizados con un avance de 0,06 mm/rev. (Figura 92), se aprecia una tendencia más definida: cuando se utiliza una profundidad de corte de 2 mm, la rugosidad es inferior en comparación con una profundidad de corte mayor. De esta manera, se confirma que la profundidad de pasada es uno de los parámetros más influyentes, como se menciona en la referencia [114].

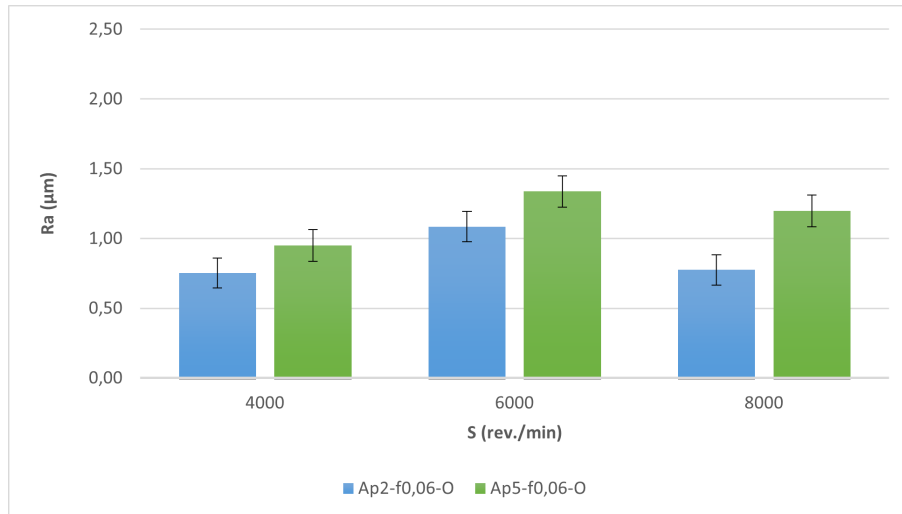


Figura 92: Rugosidad aritmética obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,06 mm/diente y un sentido de giro en oposición.

En los ensayos con las mismas características que los mencionados previamente, pero con el sentido de giro en concordancia (Figura 93), se observa un incremento en los valores de rugosidad aritmética obtenidos. Esta variación, similar a los ensayos anteriores con un avance menor, se atribuye al sentido de giro de la herramienta y a la evacuación de las virutas [9].

Es evidente que al emplear velocidades de corte más reducidas y profundidades de pasada menores, se logra una rugosidad inferior. No obstante, al incrementar la velocidad de corte y utilizar una profundidad de pasada mayor, la rugosidad media aritmética experimenta una disminución.

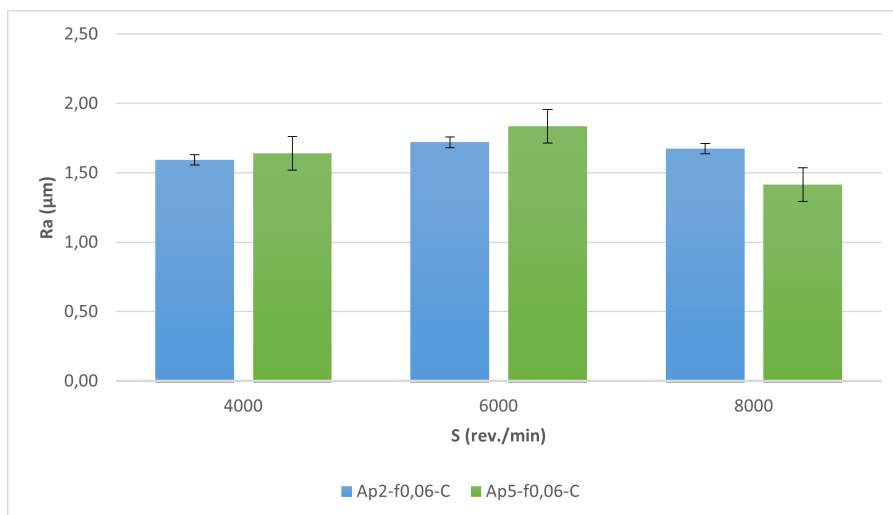


Figura 93: Rugosidad aritmética obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,06 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.

En conclusión, se puede notar que en los ensayos realizados en oposición, con un avance más alto, una velocidad de corte mayor y una profundidad de pasada menor, la rugosidad es inferior.

En los ensayos realizados en concordancia, se sigue la misma tendencia, aunque, como se mencionó anteriormente, los resultados obtenidos son de mayor magnitud.

Los resultados concuerdan con las investigaciones realizadas por Sergio Martín Béjar en [37], quien llegó a la conclusión de que el factor más relevante es el avance, observando que la rugosidad superficial aumentaba a medida que se incrementaba el valor de avance en los ensayos.

- Taladrado convencional

En el taladrado convencional, la rugosidad superficial disminuye a medida que se aumenta la velocidad de corte de la herramienta (Cuadro 17). Esto se debe a que el tiempo de contacto entre la broca y el material se reduce [12], lo que implica que hay menos oportunidad para la interacción entre la herramienta y la pieza de trabajo, reduciendo así la probabilidad de que se generen marcas, raspaduras o irregularidades en la superficie.

Ensayo	Velocidad (rev./min.)	Ra (μm)
1	2785	1,970
2	2981	1,819
3	3183	1,283

Cuadro 17: Rugosidad Media Aritmética en función de la velocidad de corte empleada en el taladrado convencional.

Con el fin de simplificar la observación de los datos, se presenta el gráfico (Figura 94).

Aunque en los ensayos realizados mediante taladrado convencional se puede identificar la tendencia previamente mencionada, es posible obtener resultados aún más favorables mediante el fresado orbital.

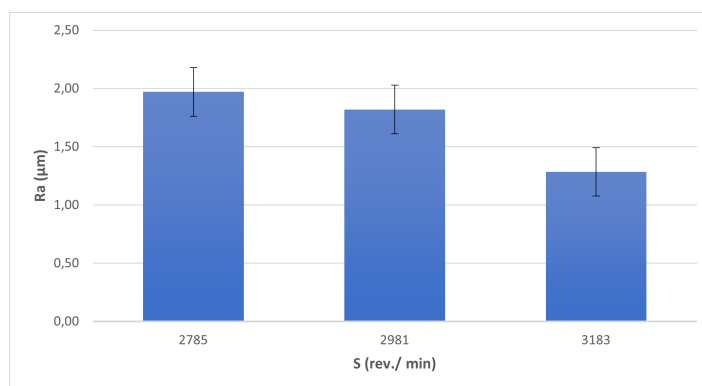


Figura 94: Rugosidad aritmética obtenida en los ensayos de taladrado convencional.

Como se puede observar, los ensayos de taladrado orbital producen resultados superiores en comparación con el taladrado convencional, tanto a altas o bajas velocidades. En cuanto a la rugosidad, es recomendable utilizar el taladrado orbital para lograr una mayor calidad, como se evidencia en las referencias [86, 87].

4.3.1. Comprobación de la Rugosidad media aritmética obtenida en las réplicas.

Con el propósito de comparar los resultados obtenidos en las réplicas, se realizaron mediciones de la rugosidad en la placa metálica. Se eligieron los ensayos para la comparación basándose en el valor de la rugosidad media aritmética medida en las réplicas, seleccionando uno con un valor bajo, dos con valores intermedios y uno con un valor alto.

A continuación, se proporciona el Cuadro 18 y el Cuadro 19 que muestran los valores:

Ensayo	Vc (rev./min.)	Fz (mm/rev.)	Ap (mm)	Sentido	Ra (μm)
8	4000	0,04	5	Oposición	0,43
19	6000	0,04	5	Concordancia	1,45
21	6000	0,06	2	Concordancia	1,19
33	8000	0,06	2	Concordancia	1,60

Cuadro 18: Datos obtenidos al realizar las mediciones de la rugosidad en la plancha metálica.

Ensayo	Vc (rev./min)	Fz (mm/rev)	Ap (mm)	Sentido	Ra (μm)
8	4000	0,04	5	Oposición	0,72
19	6000	0,04	5	Concordancia	1,21
21	6000	0,06	2	Concordancia	1,72
33	8000	0,06	2	Concordancia	1,67

Cuadro 19: Datos obtenidos al realizar las mediciones de la rugosidad en las réplicas.

Con el fin de facilitar la comprensión de los datos, se presenta la Figura 95:

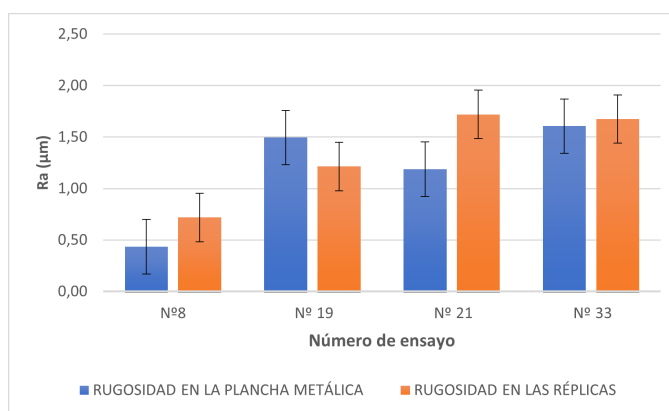


Figura 95: Comparación de los datos obtenidos.

Como se puede apreciar, los valores obtenidos tienen una magnitud similar, lo que respalda la precisión de la medición en las réplicas.

4.4. Análisis de desviaciones macrogeométricas

En este apartado se hará un análisis de las desviaciones macrogeométricas de las réplicas, estudiando la redondez, rectitud y cilindridad.

4.4.1. Redondez

- Taladrado orbital.

El Cuadro 20 presenta los valores promedio de la redondez para la primera y segunda tanda de fresado.

Ensayo	S (rev./min)	Fz(mm)	Ap(mm)	Sentido de giro	Redondez (μm)
1	4000	0,02	2	Concordancia	21,12
2	4000	0,02	2	Oposición	32,85
3	4000	0,02	5	Concordancia	22,50
4	4000	0,02	5	Oposición	20,94
5	4000	0,04	2	Concordancia	29,53
6	4000	0,04	2	Oposición	18,13
7	4000	0,04	5	Concordancia	29,85
8	4000	0,04	5	Oposición	37,86
9	4000	0,06	2	Concordancia	36,92
10	4000	0,06	2	Oposición	7,95
11	4000	0,06	5	Concordancia	58,66
12	4000	0,06	5	Oposición	30,80
13	6000	0,02	2	Concordancia	24,65,
14	6000	0,02	2	Oposición	14,89
15	6000	0,02	5	Concordancia	36,32
16	6000	0,02	5	Oposición	72,56
17	6000	0,04	2	Concordancia	29,96
18	6000	0,04	2	Oposición	57,07
19	6000	0,04	5	Concordancia	56,08
20	6000	0,04	5	Oposición	37,64
21	6000	0,06	2	Concordancia	33,74
22	6000	0,06	2	Oposición	55,60
23	6000	0,06	5	Concordancia	56,36
24	6000	0,06	5	Oposición	57,76
25	8000	0,02	2	Concordancia	41,87
26	8000	0,02	2	Oposición	18,93
27	8000	0,02	5	Concordancia	52,10
28	8000	0,02	5	Oposición	28,78
29	8000	0,04	2	Concordancia	35,18
30	8000	0,04	2	Oposición	19,73
31	8000	0,04	5	Concordancia	40,80
32	8000	0,04	5	Oposición	45,20
33	8000	0,06	2	Concordancia	41,28
34	8000	0,06	2	Oposición	42,77
35	8000	0,06	5	Concordancia	59,41
36	8000	0,06	5	Oposición	50,77

Cuadro 20: Redondez obtenida en función de los parámetros empleados en el taladrado orbital.

Al examinar los datos presentados en la tabla, se nota que los valores obtenidos son significativamente superiores en comparación con los resultados previamente discutidos en la sección de defectos de forma [108, 109, 73, 74, 77, 111, 89, 102, 104, 61].

Con el fin de facilitar una interpretación más precisa de los datos, se incluyen los gráficos correspondientes a cada una de las características de los ensayos.

Para un avance de 0,02 mm/rev., no se evidencia una tendencia clara. Se puede notar que, a una velocidad de corte baja, $S = 4000$ rev./min, y una profundidad de pasada de 2 mm, se obtiene un valor de redondez mayor en comparación con una profundidad de pasada mayor. En contraste, a velocidades de corte más altas, $S = 6000$ rev./min y $S = 8000$ rev./min, se obtiene un valor de redondez superior con una profundidad de pasada de 5 mm (Figura 96).

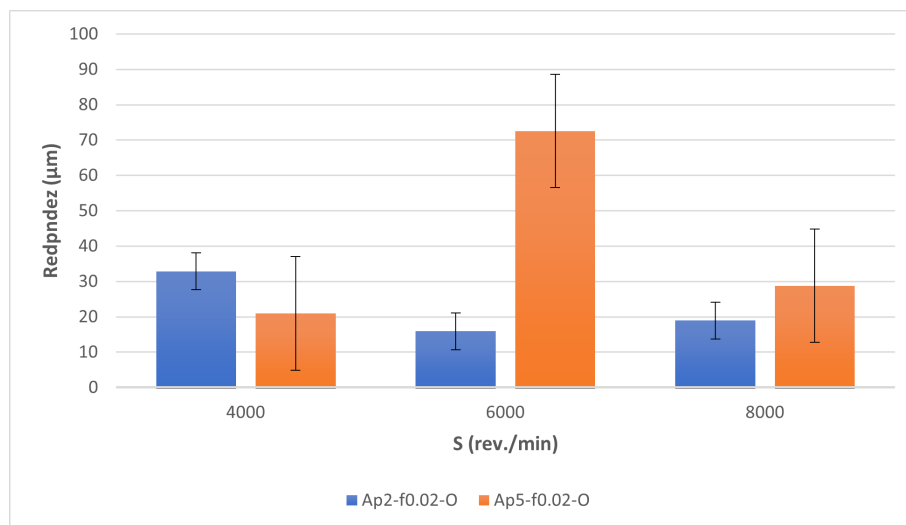


Figura 96: Redondez obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,02 mm/diente y un sentido de giro en oposición.

Con el mismo avance mencionado previamente y utilizando un sentido de giro en concordancia, se observa una tendencia clara (Figura 97). Los valores de redondez calculados aumentan a medida que la velocidad de corte se incrementa, y con una profundidad de pasada de 2 mm, los valores obtenidos son más bajos en comparación con una profundidad de corte de 5 mm.

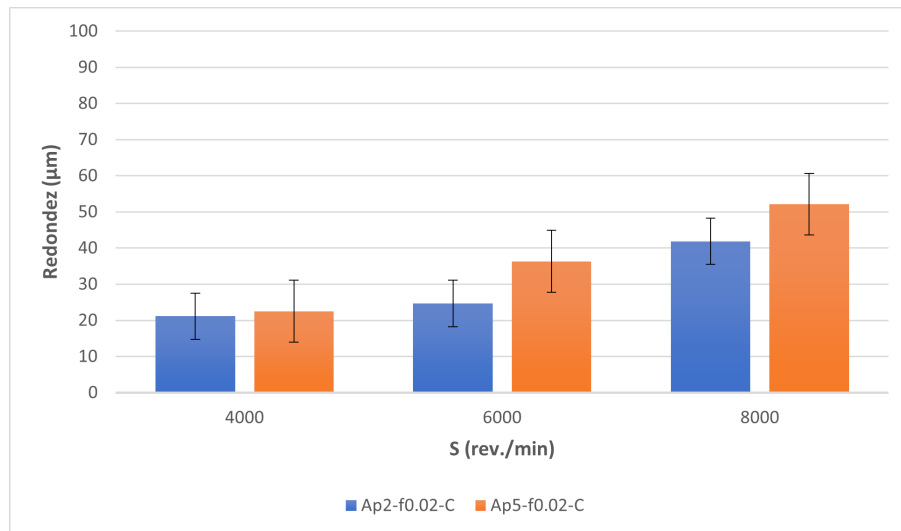


Figura 97: Redondez obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,02 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.

A medida que aumenta el avance, $f_z = 0,04$ rev./mm, y se utiliza un sentido de giro en oposición, todavía no se observa una tendencia clara (Figura 98). Al emplear velocidades mínimas y máximas en los ensayos, $S = 4000$ rev./min y $S = 8000$ rev./min, se nota que a medida que la profundidad de pasada, $A_p = 5$ mm, se incrementa, también aumenta el valor de redondez obtenido. En contraste, con una velocidad intermedia, $S = 6000$ rev./min, el valor de redondez obtenido es mayor con una profundidad de pasada menor, $A_p = 2$ mm.

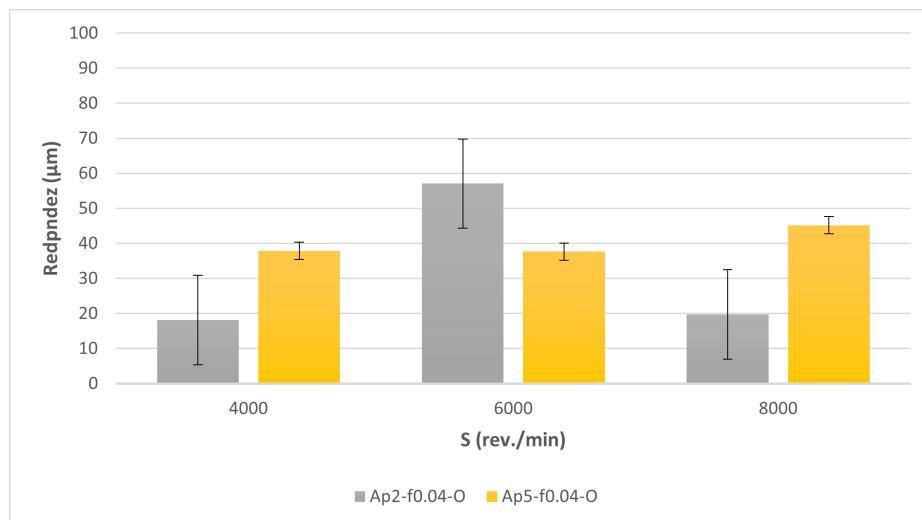


Figura 98: Redondez obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,04 mm/diente y un sentido de giro en oposición.

Para el mismo avance mencionado previamente y utilizando un sentido de giro en concordancia (Figura 99), se nota que el parámetro más influyente es la profundidad de pasada. En las tres velocidades de corte utilizadas, se observa que se obtiene un valor ligeramente mayor cuando $A_p = 5$ mm. Es importante destacar que los resultados varían a medida que aumenta la velocidad de corte, ya que el valor obtenido aumenta en consonancia con el aumento de la velocidad.

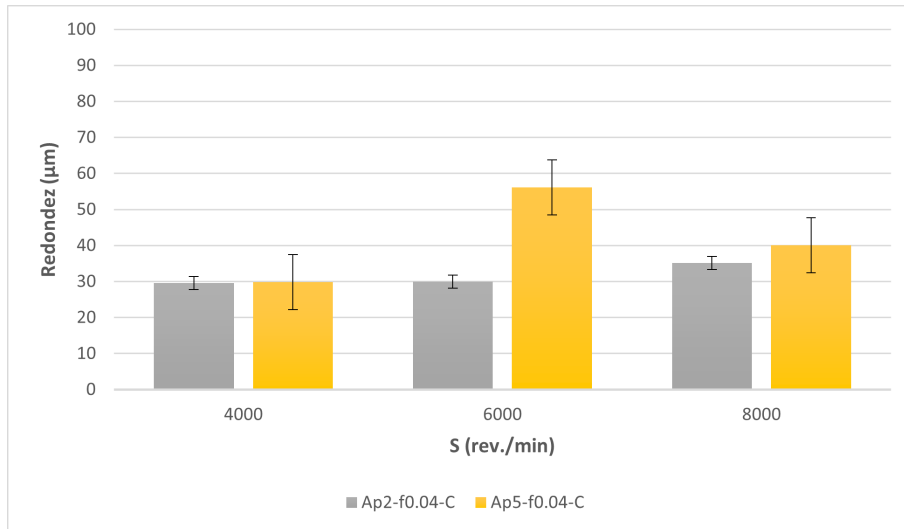


Figura 99: Redondez obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,04 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.

Cuando se utiliza un avance más alto, $f_z = 0,06 \text{ mm/rev.}$, y un sentido de giro en oposición, tampoco se observa una tendencia clara (Figura 100). Los resultados muestran un aumento en función de la velocidad de corte, pero este aumento no es lineal. En cambio, la profundidad de pasada se convierte en el parámetro que presenta una tendencia más evidente: el valor de la redondez aumenta a medida que la profundidad se incrementa.

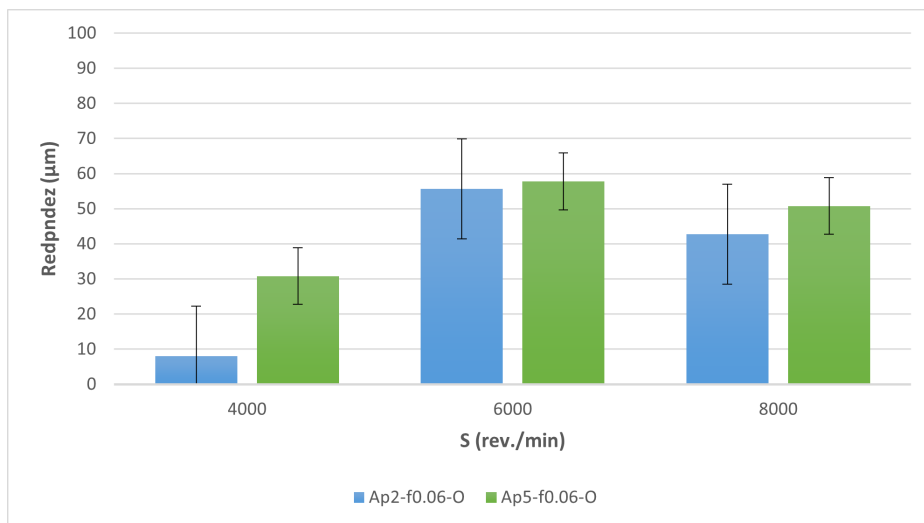


Figura 100: Redondez obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,06 mm/diente y un sentido de giro en oposición.

Cuando se utiliza un avance de 0,06 rev./min y un sentido de giro en concordancia, se nota que los resultados son uniformes y no muestran cambios significativos al aumentar la velocidad de corte (Figura 101). El parámetro que tiene una mayor influencia es el avance, ya que en los ensayos con una profundidad de pasada de 2 mm se obtiene un valor de redondez menor en comparación con una profundidad de pasada de 5 mm.

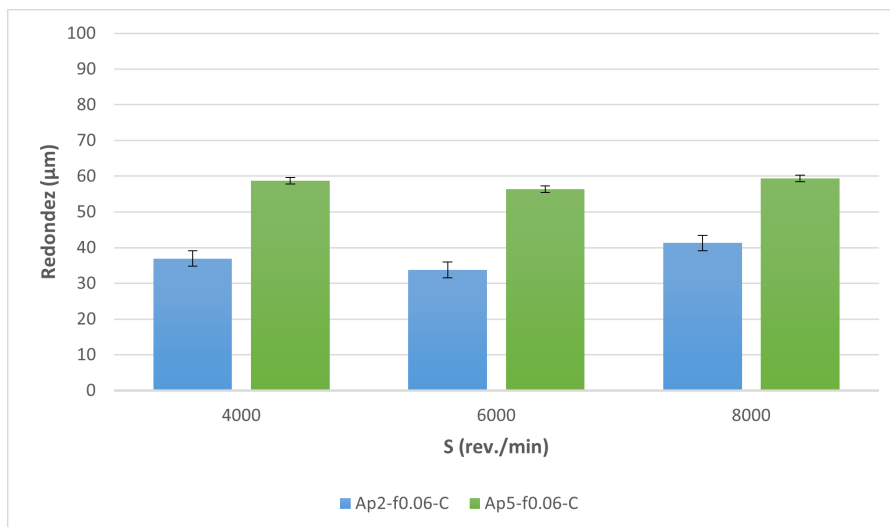


Figura 101: Redondez obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,06 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.

Se puede observar que en los ensayos ejecutados en oposición, se registran valores inferiores en contraste con los obtenidos en los ensayos de concordancia. Además, se aprecia una tendencia en la que un avance, una profundidad de pasada y una velocidad de corte mayores están asociados con una mayor redondez, especialmente notoria en los ensayos en concordancia.

- Taladrado convencional.

El Cuadro 21 representa la redondez media de los taladros convencionales.

Ensayo	S (rev./ min.)	Redondez (µm)
1	2758	11,365
2	2981	8,465
3	3183	19,67

Cuadro 21: Redondez promedio del taladrado convencional.

En los ensayos de taladrado convencional, se puede notar que a medida que la velocidad de corte aumenta, los datos obtenidos también aumentan, con la excepción del valor medio obtenido a una velocidad de 2981 m/mm.

Se agrega un gráfico (Figura 102) para simplificar la presentación de los resultados.

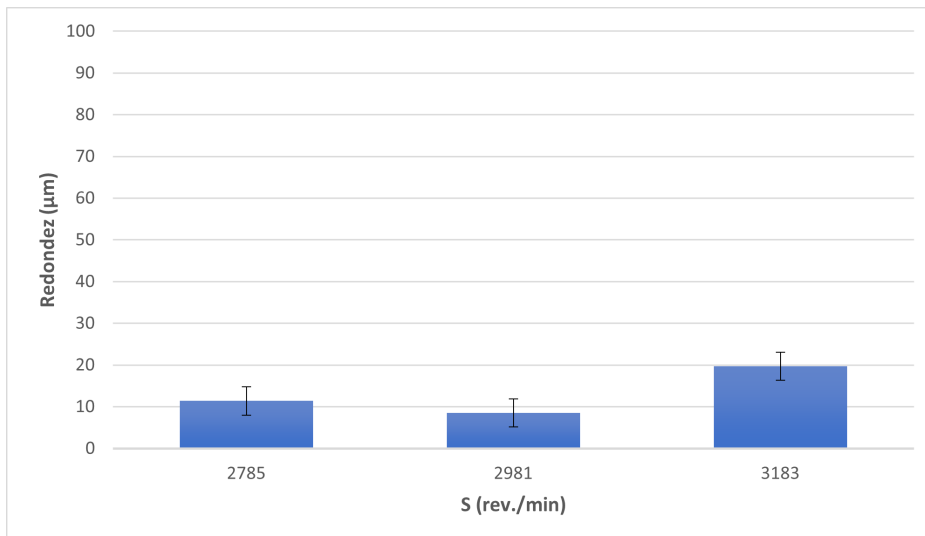


Figura 102: Redondez obtenida en los ensayos de taladrado convencional.

En este apartado, los resultados obtenidos no concuerdan con los estudios realizados en [70], en el cual se observaban mejores valores para el taladrado orbital en comparación con el taladrado convencional.

Se puede notar que los resultados de redondez obtenidos a través del taladrado orbital superan a los obtenidos mediante el taladrado convencional, lo que sugiere que el taladrado convencional es la opción preferible en términos de redondez.

4.4.2. Cilindricidad

- Taladrado orbital.

El Cuadro 22 presenta los valores de la cilindridad para los ensayos de fresado.

Ensayo	Velocidad (rev./min)	Fz(mm)	Ap(mm)	Sentido de giro	Cilindridad (μm)
1	4000	0,02	2	Concordancia	45,84
2	4000	0,02	2	Oposición	64,84
3	4000	0,02	5	Concordancia	62,18
4	4000	0,02	5	Oposición	103,96
5	4000	0,04	2	Concordancia	89,62
6	4000	0,04	2	Oposición	78,73
7	4000	0,04	5	Concordancia	99,51
8	4000	0,04	5	Oposición	164,41
9	4000	0,06	2	Concordancia	103,11
10	4000	0,06	2	Oposición	131,44
11	4000	0,06	5	Concordancia	177,47
12	4000	0,06	5	Oposición	168,67
13	6000	0,02	2	Concordancia	84,51
14	6000	0,02	2	Oposición	57,78
15	6000	0,02	5	Concordancia	112,36
16	6000	0,02	5	Oposición	155,24
17	6000	0,04	2	Concordancia	109,89
18	6000	0,04	2	Oposición	268,13
19	6000	0,04	5	Concordancia	158,83
20	6000	0,04	5	Oposición	224,29
21	6000	0,06	2	Concordancia	200,13
22	6000	0,06	2	Oposición	314,16
23	6000	0,06	5	Concordancia	215,98
24	6000	0,06	5	Oposición	251,23
25	8000	0,02	2	Concordancia	99,07
26	8000	0,02	2	Oposición	58,47
27	8000	0,02	5	Concordancia	113,76
28	8000	0,02	5	Oposición	115,31
29	8000	0,04	2	Concordancia	100,04
30	8000	0,04	2	Oposición	78,88
31	8000	0,04	5	Concordancia	121,90
32	8000	0,04	5	Oposición	184,79
33	8000	0,06	2	Concordancia	193,72
34	8000	0,06	2	Oposición	116,52
35	8000	0,06	5	Concordancia	214,86
36	8000	0,06	5	Oposición	208,44

Cuadro 22: Cilindridad obtenida en función de los parámetros empleados en el taladrado orbital.

Se incluyen algunos diagramas para facilitar la interpretación de los resultados.

Cuando se emplea un avance de 0,02 mm y un sentido de giro en oposición, se puede notar la influencia del parámetro Ap. Utilizando una profundidad de pasada más pequeña, Ap = 2 mm, se obtienen valores de cilindridad más bajos en comparación con una profundidad de pasada mayor, Ap = 5 mm. En cuanto a la velocidad de corte, se observa que con una velocidad de corte más baja,

no existe una influencia significativa, a diferencia de lo que ocurre al aumentar la velocidad de corte, donde el valor de la cilindridad tiende a aumentar, aunque no de manera lineal (Figura 103).

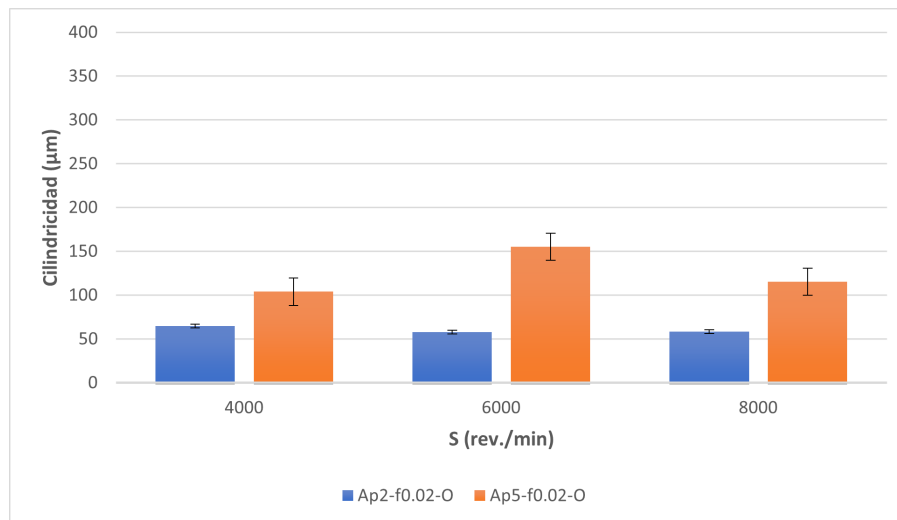


Figura 103: Cilindridad obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,02 mm/diente y un sentido de giro en oposición.

Con el mismo avance pero utilizando un sentido de giro en concordancia, se aprecia una tendencia lineal en relación con la velocidad de corte: a medida que la velocidad aumenta, también aumenta el valor de la cilindridad obtenida. En cuanto a la profundidad de pasada, se observa que, al igual que con el sentido de giro en oposición, se obtienen valores más bajos con una profundidad de pasada de 2 mm en comparación con una profundidad de 5 mm (Figura 104).

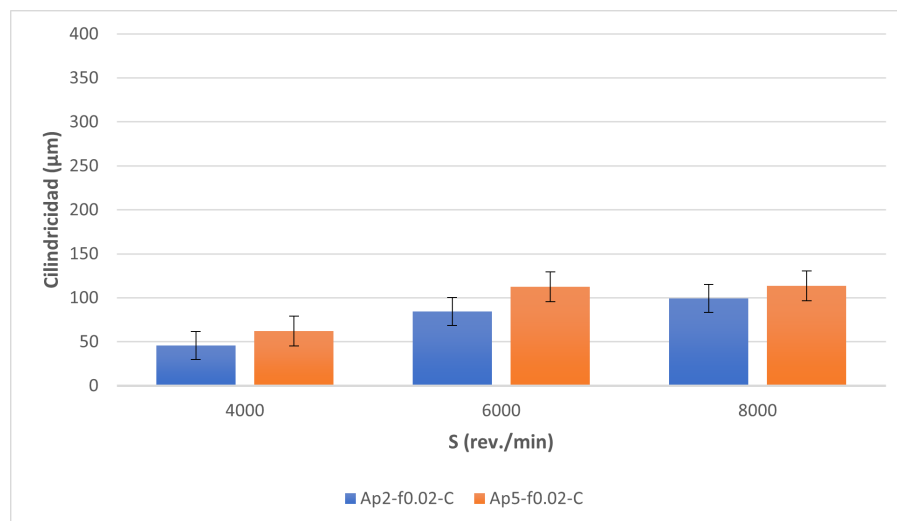


Figura 104: Cilindridad obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,02 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.

Cuando se utiliza un avance mayor, $f_z = 0,04$ mm/rev., y un sentido de giro en oposición, se observa que se obtienen valores de cilindridad más elevados. En los ensayos con velocidades de corte altas, $S = 8000$ rev./min, y los realizados con velocidades bajas, $V_c = 4000$ rev./min, se nota que con una profundidad de pasada de 2 mm se obtienen valores más bajos que con una profundidad de 5 mm. Por

el contrario, en los ensayos realizados con una velocidad de corte intermedia, $S = 6000$ rev./min, se obtiene un valor de cilindridad mayor con una profundidad de pasada menor (Figura 105).

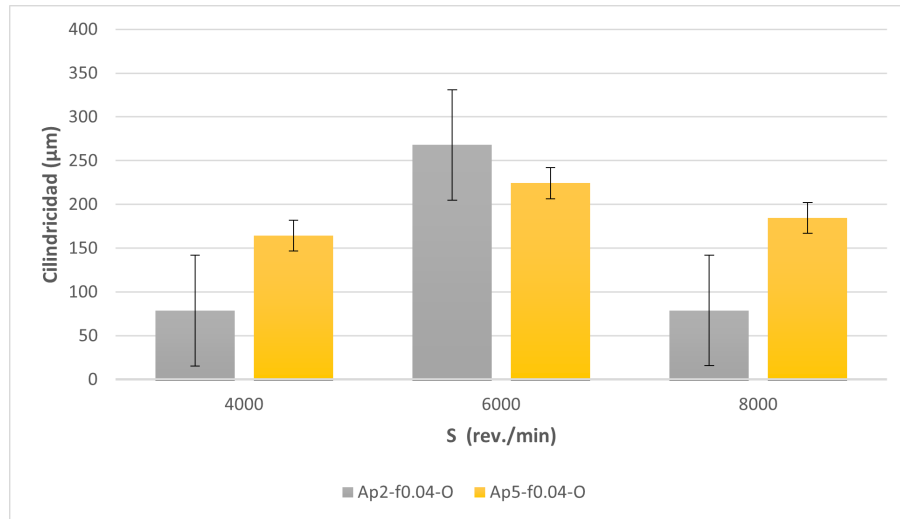


Figura 105: Cilindridad obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,04 mm/diente y un sentido de giro en oposición.

Utilizando el mismo avance previamente mencionado y un sentido de giro en concordancia, se aprecia la influencia del parámetro de profundidad de pasada, como se ha mencionado en los ensayos anteriores. Para una profundidad de pasada mayor, $A_p = 5$ mm, se obtienen valores de cilindridad más altos en comparación con profundidades de pasada de 2 mm. El valor máximo se alcanza en los ensayos realizados con velocidades de corte intermedias, $S = 6000$ rev./min (Figura 106).

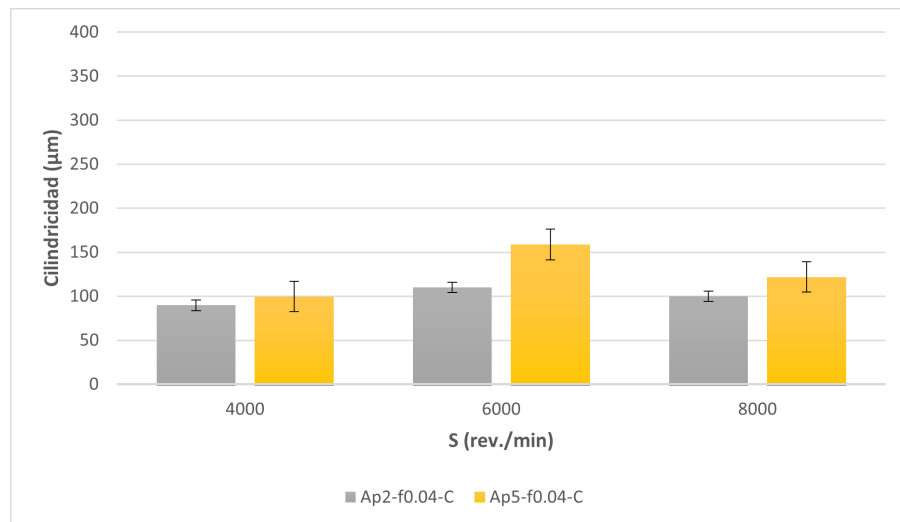


Figura 106: Cilindridad obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,04 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.

En los ensayos con un avance de 0,06 mm/rev. y un sentido de giro en oposición, se registran valores más altos de cilindridad. De manera similar a los ensayos previos, se observa que, para las velocidades de corte mínimas y máximas utilizadas, $S = 4000$ rev./min y $S = 8000$ rev./min, se obtiene un valor menor de cilindridad cuando la profundidad de pasada es menor, $A_p = 2$ mm. Por otro lado, en los

ensayos realizados con una velocidad de corte intermedia, $S = 6000$ rev./min, se obtiene un valor de cilindridad más alto para una profundidad de pasada de 5 mm (Figura 107).

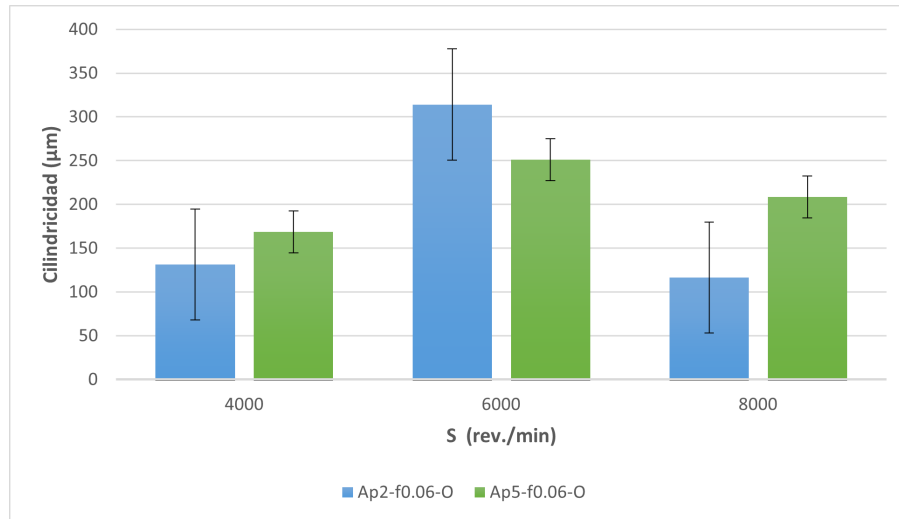


Figura 107: Cilindridad obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,06 mm/diente y un sentido de giro en oposición.

Cuando se utiliza un sentido de concordancia y un avance de 0.06 rev./min, se observa una tendencia en relación con la velocidad de corte utilizada: a medida que la velocidad de corte aumenta, también aumenta el valor de la cilindridad obtenida. Al igual que en ensayos anteriores con el mismo sentido de giro de la herramienta, se aprecia una tendencia clara en función de la profundidad de pasada empleada: con una profundidad de pasada menor, $A_p = 2$ mm, se obtienen valores inferiores en comparación con los ensayos realizados con una profundidad de pasada mayor, $A_p = 5$ mm (Figura 108).

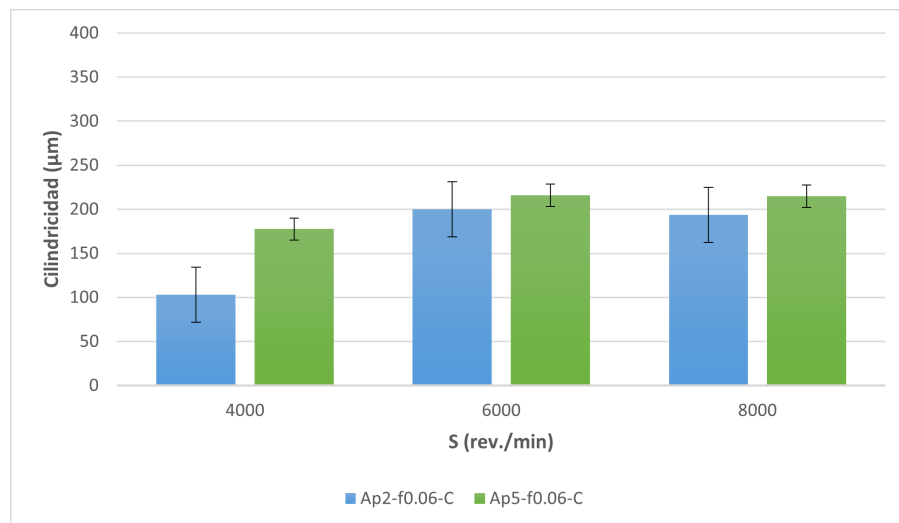


Figura 108: Cilindridad obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,06 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.

Al igual que en las mediciones de la redondez, se puede notar que, en los ensayos realizados en oposición, se obtienen valores más bajos en comparación con los resultados obtenidos en los ensayos de concordancia. Además, se observa una tendencia en la que un aumento en el avance, la profundidad de

pasada y la velocidad de corte se correlaciona con una mayor redondez, esto es especialmente evidente en los ensayos de concordancia.

- Taladrado convencional

En los ensayos de taladrado convencional, se observa que a medida que la velocidad de corte aumenta, los datos obtenidos también tienden a aumentar, con la única excepción del valor promedio registrado a una velocidad de 2981 m/mm.

El Cuadro 23 representa la cilindridad promedio de la tanda de taladrado convencional.

Ensayo	Velocidad (rev./ min.)	Cilindridad (μm)
1	2758	30,65
2	2981	24,02
3	3183	62,55

Cuadro 23: Cilindridad promedio de la tanda de taladrado convencional.

Se ha agregado un diagrama (Figura 109) con el fin de simplificar la comprensión de los resultados.

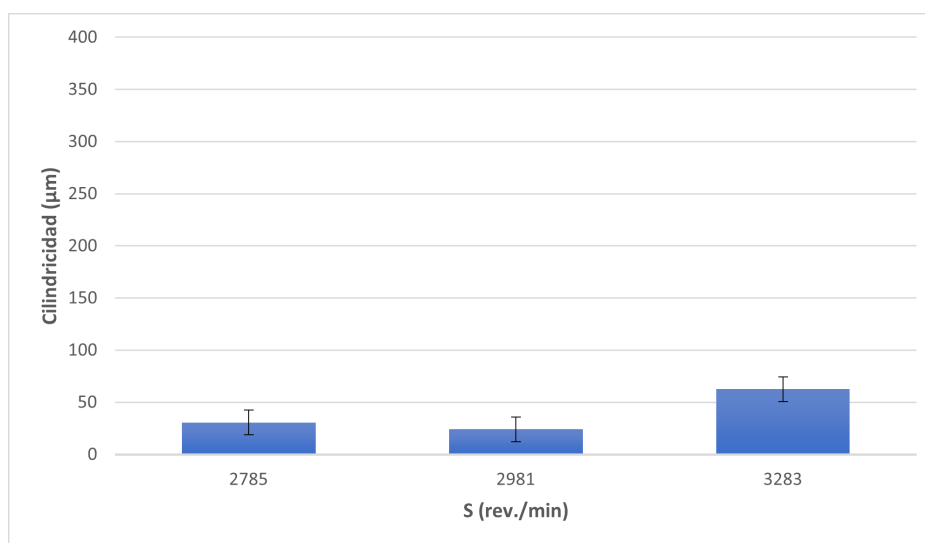


Figura 109: Cilindridad obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,06 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.

De manera similar a lo que ocurrió en la sección anterior sobre la redondez, los resultados obtenidos en el taladrado orbital son superiores en comparación con los resultados del taladrado convencional. Por lo tanto, una vez más, para garantizar la precisión en la cilindridad de los taladros, especialmente considerando las altas demandas del sector aeronáutico, es preferible el taladrado convencional.

4.4.3. Rectitud

- Taladrado orbital.

El Cuadro 24 presenta el valor promedio de la rectitud del fresado.

Ensayo	Velocidad (rev./min)	Fz(mm)	Ap(mm)	Sentido de giro	Rectitud (μm)
1	4000	0,02	2	Concordancia	18,56
2	4000	0,02	2	Oposición	16,83
3	4000	0,02	5	Concordancia	26,44
4	4000	0,02	5	Oposición	34,32
5	4000	0,04	2	Concordancia	23,95
6	4000	0,04	2	Oposición	17,78
7	4000	0,04	5	Concordancia	43,19
8	4000	0,04	5	Oposición	39,35
9	4000	0,06	2	Concordancia	39,65
10	4000	0,06	2	Oposición	27,04
11	4000	0,06	5	Concordancia	87,39
12	4000	0,06	5	Oposición	67,98
13	6000	0,02	2	Concordancia	17,09
14	6000	0,02	2	Oposición	9,08
15	6000	0,02	5	Concordancia	56,34
16	6000	0,02	5	Oposición	16,09
17	6000	0,04	2	Concordancia	25,85
18	6000	0,04	2	Oposición	17,47
19	6000	0,04	5	Concordancia	58,63
20	6000	0,04	5	Oposición	45,64
21	6000	0,06	2	Concordancia	46,37
22	6000	0,06	2	Oposición	55,98
23	6000	0,06	5	Concordancia	92,58
24	6000	0,06	5	Oposición	152,84
25	8000	0,02	2	Concordancia	36,37
26	8000	0,02	2	Oposición	12,02
27	8000	0,02	5	Concordancia	52,19
28	8000	0,02	5	Oposición	38,73
29	8000	0,04	2	Concordancia	39,67
30	8000	0,04	2	Oposición	29,25
31	8000	0,04	5	Concordancia	59,58
32	8000	0,04	5	Oposición	42,84
33	8000	0,06	2	Concordancia	62,77
34	8000	0,06	2	Oposición	38,04
35	8000	0,06	5	Concordancia	68,09
36	8000	0,06	5	Oposición	73,96

Cuadro 24: Rectitud obtenida en función de los parámetros empleados en el taladrado orbital.

Para facilitar la comprensión de los resultados se adjuntan unos gráficos.

En los ensayos con un sentido de giro en oposición y un avance de 0,02 rev./min, se puede observar que los valores más altos de rectitud se obtienen en los ensayos con una profundidad de pasada de 5 mm. A medida que se incrementa la velocidad de corte de la herramienta, también aumenta el valor de la rectitud, aunque esta relación no es lineal. Es importante destacar que los resultados más bajos de rectitud se obtienen con una velocidad de corte intermedia, $S = 6000$ rev./min (Figura 110).

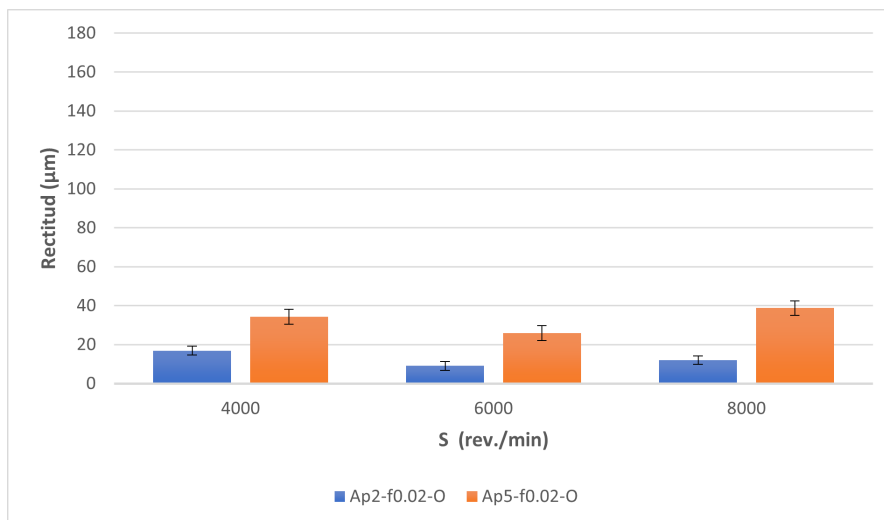


Figura 110: Rectitud obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,02 mm/diente y un sentido de giro en oposición.

Cuando se altera el sentido de giro de la herramienta, se observa una tendencia similar a la mencionada en ensayos anteriores: los resultados son mayores a medida que se incrementa la profundidad de pasada, y a medida que aumenta la velocidad de corte de la herramienta, también se incrementa el valor de rectitud de la herramienta. Es importante señalar que, al igual que en casos anteriores, se obtiene el valor máximo de rectitud para velocidades de corte intermedias (Figura 111).

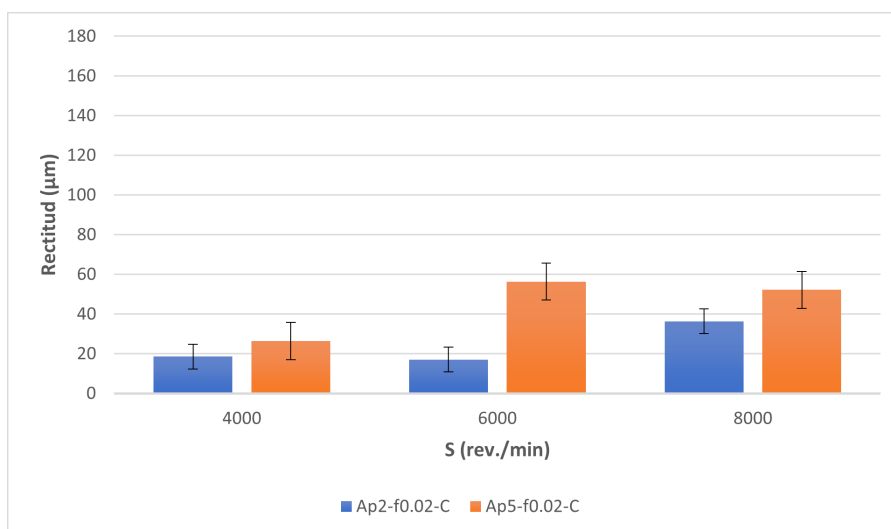


Figura 111: Rectitud obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,02 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.

En los ensayos efectuados con un avance de 0,04 mm/rev. y con un sentido de giro en oposición, se presenta una tendencia consistente: el valor máximo de rectitud se obtiene con una profundidad de avance de 5 mm, y a medida que aumenta la velocidad de corte, también aumenta el valor de rectitud. Es relevante mencionar que, de manera similar a ensayos previos, los valores más altos se registran para velocidades de corte intermedias, S = 6000 rev./min (Figura 112).

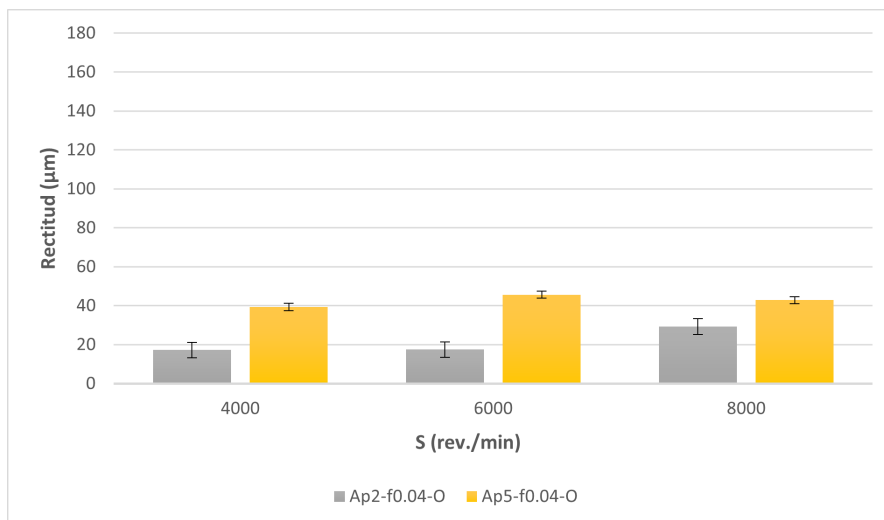


Figura 112: Rectitud obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,04 mm/diente y un sentido de giro en oposición.

En el caso de un sentido de giro en concordancia y el mismo valor de avance, $f_z = 0,04$ mm/rev., se confirma la misma tendencia mencionada en ensayos anteriores (Figura 113).

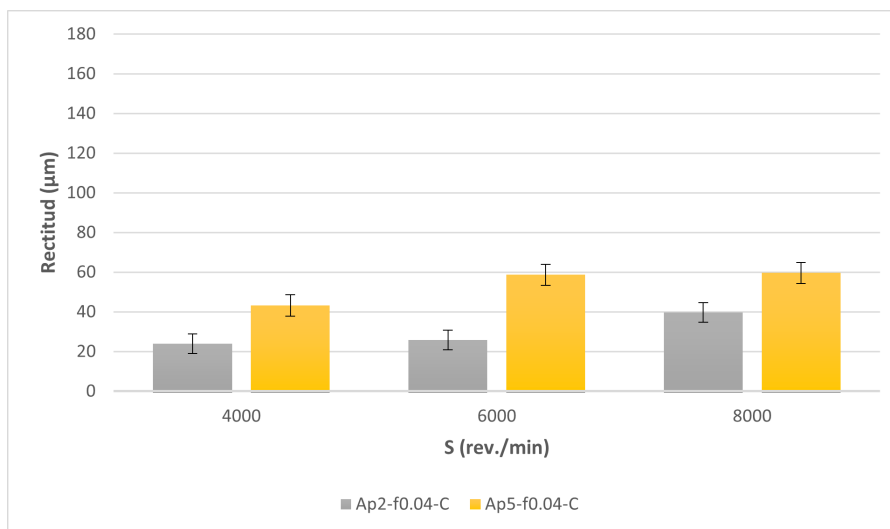


Figura 113: Rectitud obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,04 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.

En los ensayos con un avance más elevado, $f = 0,06$ rev./min, y un sentido de giro en oposición, se confirma la misma tendencia observada en los ensayos previamente mencionados (Figura 114).

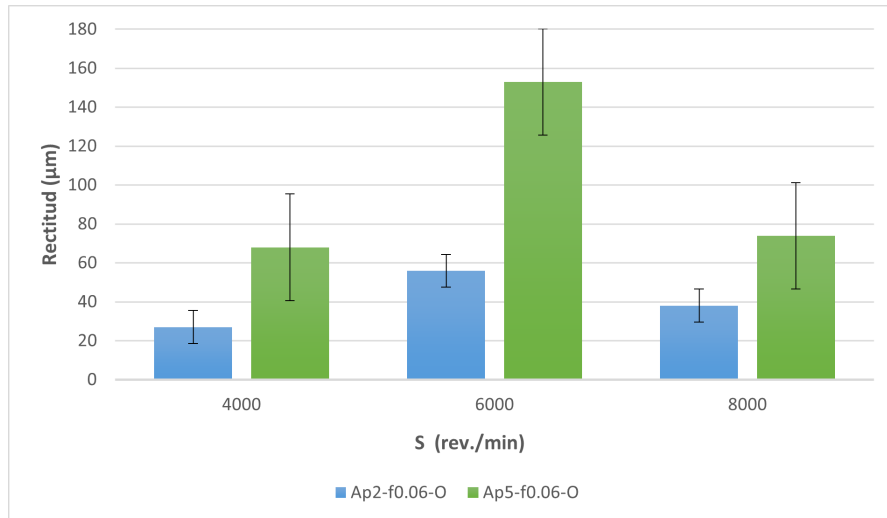


Figura 114: Rectitud obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,06 mm/diente y un sentido de giro en oposición.

En los ensayos con un avance más elevado, $f_z = 0,06$ rev./min, y un sentido de giro en concordancia, se confirma la misma tendencia observada en los ensayos previamente mencionados (Figura 115).

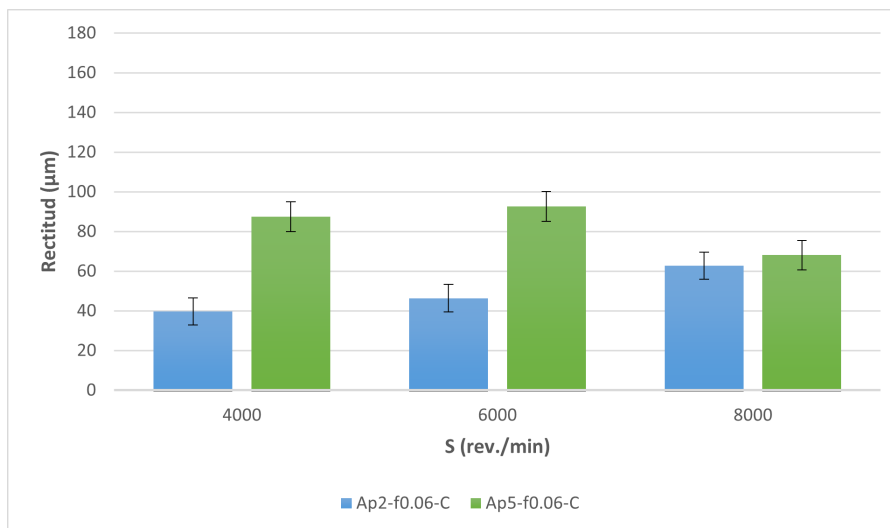


Figura 115: Rectitud obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,06 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.

De manera similar a las mediciones de redondez y cilindricidad, se aprecia que en los ensayos realizados en oposición, los valores tienden a ser más bajos en contraste con los resultados obtenidos en los ensayos de concordancia. Además, se observa una tendencia en la que un incremento en el avance, la profundidad de pasada y la velocidad de corte está asociado con una mayor redondez, siendo esta tendencia particularmente evidente en los ensayos de concordancia.

- Taladrado convencional.

En relación a los ensayos de taladrado convencional, se evidencia que a medida que la velocidad de corte aumenta, los datos obtenidos también tienden a incrementarse, con la única excepción del valor promedio registrado a una velocidad de 2981 m/mm.

El Cuadro 25 representa la rectitud promedio de la tanda de taladrado convencional.

Ensayo	Velocidad (rev./min.)	Rectitud (μm)
1	2758	20,21
2	2981	12,27
3	3183	19,67

Cuadro 25: Rectitud promedio del taladrado convencional.

Se incluye un diagrama (Figura 116) para facilitar la interpretación de los resultados.

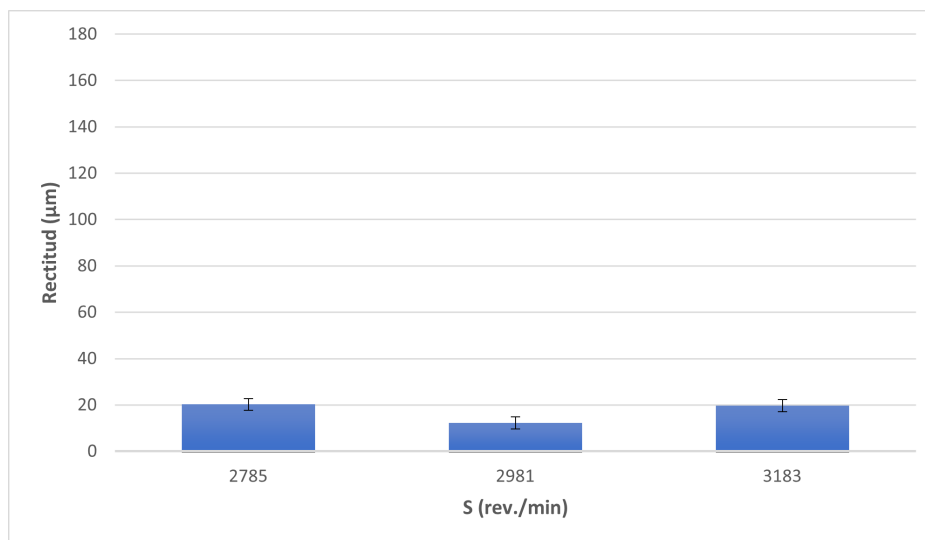


Figura 116: Rectitud obtenida en los ensayos de taladrado convencional.

En sintonía con los análisis previos que abordan las desviaciones macrogeométricas de los taladros, los resultados de rectitud en el taladrado orbital superan a los del taladrado convencional, lo que sugiere que, en lo que respecta al valor de cilindridad, es más recomendable optar por el taladrado convencional.

5. CONCLUSIONES

En la industria de la fabricación de aeronaves, el proceso de taladrado se convierte en una fase de gran importancia, dada la necesidad de crear un gran número de orificios para el ensamblaje posterior de la estructura. Este hecho, requiere una optimización del proceso con el objetivo de mejorar su rendimiento.

En el Trabajo de Fin de Grado realizado, se presenta una metodología de evaluación que tiene como objetivo determinar, en primer lugar, los parámetros ideales para llevar a cabo el mecanizado, y en segundo lugar, analizar el comportamiento de diversos aspectos tanto a nivel macrogeométrico como microgeométrico para evaluar la efectividad del proceso de taladrado.

El propósito de este Trabajo de Fin de Grado consistió en poner en práctica la mencionada metodología de evaluación y, simultáneamente, mejorar el proceso de perforación orbital.

A partir de los resultados del taladrado orbital, se ha determinado que para optimizar el proceso en relación a los parámetros evaluados y la herramienta empleada, es esencial aplicar un avance de velocidad promedio para obtener resultados satisfactorios. Además, se ha notado que la dirección de giro de la herramienta de corte también influye en los resultados, siendo más beneficiosa cuando se utiliza el sentido de giro en dirección opuesta.

Por otro lado, en el taladrado convencional, se destaca la relevancia de la velocidad en el mecanizado, ya que una velocidad elevada conduce a un acabado superficial (R_a) de mayor calidad. No obstante, es importante señalar que, en el análisis de las desviaciones macrogeométricas, se obtiene un rendimiento superior a velocidades intermedias.

Lo primero que se observa de los ensayos realizados es la importancia de la elección de una herramienta adecuada debido al desgaste que pueda ocurrir durante el proceso de mecanizado, lo que influirá en la calidad de los resultados obtenidos.

Finalmente, en cuanto a la energía activa, el tiempo de mecanizado desempeña un papel fundamental. Se puede notar que, en el proceso de taladrado orbital, la energía activa es significativamente superior en comparación con el taladrado convencional. Por lo tanto, en términos de optimización, resulta más favorable optar por el taladrado convencional.

6. LÍNEAS FUTURAS

En este proyecto de Trabajo de Fin de Grado, se han identificado ciertos aspectos que no se han abordado a fondo o que no se han podido apreciar. Por lo tanto, es esencial definir direcciones futuras con el fin de continuar investigando y profundizando en este proceso.

Podría ser conducido utilizando un enfoque de fresado helicoidal, en el que se compararían los datos ya recopilados con los resultados futuros. Además, se podrían introducir variables como la lubricación, la modificación del material empleado y la evaluación del rendimiento de la herramienta de corte, llevando a cabo un seguimiento de los ensayos de vida útil de la herramienta.

7. BIBLIOGRAFÍA

- [1] Warren, A. S. (2004). Desarrollos y desafíos para el aluminio: una perspectiva de Boeing. *Mate. Foro*, 28, 24–31.
- [2] Giurgiutiu, V. (2016). Introduction. In *Structural Health Monitoring of Aerospace Composites* (pp. 1–23). Elsevier. ISBN 978-0-12-409605-9.
- [3] MatWeb. (s.f.). Aluminio. Recuperado de [<https://shre.ink/UG3G=>]
- [4] Ralph, W. C., et al. (2006). Effect of various aircraft production drilling procedures on hole quality. *International Journal of Fatigue*, 28(8), 943-950. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2005.09.009.
- [5] Fuente de los datos: ICAO y Airbus GMF de 2019
- [6] Fernández Pérez, J. (2020). Estudio de los Procesos de Taladrado en Estructuras Aeronáuticas: Desgaste de herramientas, calidad y control del daño en el componente.
- [7] Kennametal Greenfield Industrial Products Group. (s.f.). Drill Nomenclature and Geometry.
- [8] Contreras, R. (s.f.). La mecha para taladrar: La geometría de la punta de la broca helicoidal.
- [9] Xu, J., Mkaddem, A., & El Mansori, M. (2016). Avances recientes en la perforación de compuestos híbridos FRP/Ti: una revisión del estado del arte. *Composite Structures*, 135, 316-338.
- [10] López de Lacalle, L. N., Rivero, A., & Lamikiz, A. (2009). Modelo mecanicista para taladros con filos de doble punta-ángulo. *Técnica de Fabricación y Tecnología*, 40, 447-457.
- [11] Zitoune, R., & Collombet, F. (2007). Predicción numérica de la fuerza de empuje responsable de la delaminación durante la perforación de estructuras compuestas de fibra larga. *Composites Science*, 38, 858–866.
- [12] Sandvik Coromant. (s.f.). Wear types. Recuperado de [<https://shre.ink/UG3v>]
- [13] Alonso-Pinillo, U., Girot-Mata, F., Polvorosa-Teijeiro, R., & Lopez-De La Calle Marcaide, L. (2017). Drilling of composite materials: Problems, recommended practices and advanced techniques. *DYNA*, 92(2), 188-193.
- [14] Sheikh-Ahmad, J., & Davim, J.P. (2012). Tool wear in machining processes for composites. En *Machining Technology for Composite Materials* (págs. 116-153).
- [15] Sampén, L. (2003). Pautas para el diseño de partes metálicas resistentes al desgaste. *Industrial Data*, 6(2), 66-73.
- [16] Boothroyd, G., & Knight, W. A. (1989). *Fundamentals of Machining and Machine Tools*. Marcel Dekker.
- [17] Pamies, J. J. (2001). *Fundamentos Físicos do Corte dos Metais*. Edinova, Universidad Nova de Lisboa.
- [18] Benardos, P. G., & Vosniakos, G. C. (2003). Predicting surface roughness in machining: a review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, pp. 833-844.

- [19] Kuo, C. L., Soo, S. L., Aspinwall, D. K., Carr, C., Bradley, S., M'Saoubi, R., & Leahy, W. (2018). Desarrollo de tecnología de perforación de un solo paso para pilas de compuestos metálicos multicapa utilizando herramientas de carburo con recubrimiento de PVD y sin recubrimiento. *Journal of Manufacturing Processes*, 31, 286-300.
- [20] Liu, D., Tang, Y., & Cong, W. L. (2012). Una revisión de la perforación mecánica para laminados compuestos. *Composite Structures*, 94, 1265-1279.
- [21] Zitoune, R., Krishnaraj, V., & Collombet, F. (2010). Estudio de perforación de material compuesto y pila de aluminio. *Composites Science and Technology*, 92, 1246-1255.
- [22] Xu, J., Mkaddem, A., & El Mansori, M. (2016). Avances recientes en la perforación de compuestos híbridos FRP/Ti: una revisión del estado del arte. *Composite Structures*, 135, 316-338.
- [23] Kim, D.; Ramulu, M. Optimización del proceso de perforación para pilas de aleaciones de grafito/bisma leimida-titanio. *compos. Estructura*. 2004 , 63 , 101–114.
- [24] Feito, N., Muñoz-Sánchez, A., Díaz-Álvarez, A., & Miguelez, M. H. (2019). Análisis de optimización multiobjetivo de parámetros de corte al taladrar materiales compuestos con brocas de geometría especial. *Composite Structures*, 225, 111187.
- [25] Gu, W., Xu, H., Liu, J., & Yue, Z. (2009). Efecto del proceso de perforación sobre la fatiga de los agujeros abiertos. *Ciencia de Tsinghua. Tecnología*, 14, 54–57.
- [26] Liu, J., Xu, H., Zhai, H., & Yue, Z. (2010). Efecto del diseño detallado sobre el rendimiento de fatiga del orificio del sujetador. *Mate. Des.*, 31, 976-980.
- [27] Panchagnula, K. K., & Palaniyandi, K. (2018). Perforación en laminados compuestos de polímeros/nanopolímeros reforzados con fibra: una revisión. *Journal of Materials Research and Technology*, 7, 180-189.
- [28] Giasin, K., Hawxwell, J., Sinke, J., Dhakal, H., Köklu, U., & Brousseau, E. (2020). El efecto del recubrimiento de la herramienta de corte en la forma y los errores dimensionales de los orificios mecanizados en laminados de fibra de metal GLARE. *Tecnología Avanzada de Fabricación*, 107, 2817–2832.
- [29] Ekici, E., Motorcu, A. R., & Yildirim, E. (2021). Un estudio experimental sobre la calidad del agujero y diferentes enfoques de delaminación en la perforación de CARALL, un nuevo compuesto FML. *FME Trans*, 49, 950-961.
- [30] Shyha, E. S., Soo, S. L., Aspinwall, D. K., Bradley, S., Perry, R., Endurer, P., & Dawson, S. (2011). Evaluación de la calidad del pozo después de la perforación de pilas de compuestos metálicos. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 51, 569-578.
- [31] Seeholzer, L., Voss, R., Marchetti, L., & Wegener, K. (2019). Estudio experimental: Comparación de perforación asistida por vibración convencional y de baja frecuencia (LF-VAD) de pilas de CFRP/aluminio. *T. J Adv. Fabricación Tecnología*, 104, 433–449.
- [32] Devitte, C., Souza, G. S. C., Souza, A. J., & Tita, V. (2021). Optimización del proceso de perforación de estructuras aeronáuticas compuestas metálicas. *Ciencia e Ingeniería de Composites*, 28, 264-275.
- [33] Costa, E. S., Da Silva, M. B., & Machado, A. R. (2009). Producción de rebabas en el proceso de taladrado en función del desgaste de la herramienta y de las condiciones del refrigerante/lubricante. *J. Brasil. Soc. mecánico ciencia Ing.*, 31, 57-63.

- [34] Mín, S., Kim, J., & Dornfeld, D. A. (2001). Desarrollo de un gráfico de control de rebabas de perforación para acero de baja aleación, AISI 4118. *Journal of Materials Processing Technology*, 113, 4-9.
- [35] M'Saoubi, R., Outeiro, J. C., Chandrasekaran, H., D., O. W., Jr., & Jawahir, I. S. (2008). A review of surface integrity in machining and its impact on functional performance and life of machined products. *International Journal of Sustainable Manufacturing*, 1, 203-215.
- [36] M. Batista, J. Salguero, A. Gómez, M. S. Carrilero, M. Álvarez, M. Marcos, Identification, Analysis and Evolution of the Mechanisms of Wear for Secondary Adhesion for Dry Turning Processes of Al-Cu Alloys, *Adv. Mater. Res.*, 107 (2010) 141-146.
- [37] Martín-Béjar, S., Trujillo, F. J., Sevilla, L., & Marcos, M. (2017). Indirect adhesion wear parametric analysis in the dry turning of UNS A97075 Alloys. *Procedia Manufacturing*, 13, 418-425.
- [38] Eapen, J., Murugappan, S., & Arul, S. (2017). A Study on Chip Morphology of Aluminum Alloy 6063 during Turning under Pre Cooled Cryogenic and Dry Environments. *Mater. Today Proc.*, 4, 7686-7693.
- [39] de Lacerda, J. C., Martins, G. D., Signoretti, V. T., & Teixeira, R. L. P. (2017). Evolution of the surface roughness of a low carbon steel subjected to fatigue. *International Journal of Fatigue*, 102, 143-148.
- [40] : Li, X., Guan, C., & Zhao, P. (2018). Influences of milling and grinding on machined surface roughness and fatigue behavior of GH4169 superalloy workpieces. *Chinese Journal of Aeronautics*, 31, 1399-1405.
- [41] Javidi, A., Rieger, U., & Eichseder, W. (2008). The effect of machining on the surface integrity and fatigue life. *International Journal of Fatigue*, 30(10-11), 2050-2055.
- [42] Davies, D. P., Jenkins, S. L., & Legg, S. J. (2014). The effect machining processes can have on the fatigue life and surface integrity of critical helicopter components. *Procedia CIRP*, 13, 25-30.
- [43] Sun, J., Wang, T., Su, A., & Chen, W. (2018). Surface integrity and its influence on fatigue life when turning nickel alloy GH4169. *Procedia CIRP*, 71, 478-483.
- [44] Wiesner, C., Künzi, H. U., & Ilschner, B. (1991). Characterization of the topography of turned surfaces and its influence on the fatigue life of Al-7075. *Materials Science and Engineering: A*, 145, 151-158.
- [45] Gómez Parra, Á. (2016). 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.
- [46] Zhenchao, Y., Yang, X., Yan, L., Jin, X., & Quandai, W. (2018). The effect of milling parameters on surface integrity in high-speed milling of ultrahigh strength steel. *Procedia CIRP*, 71, 83-88.
- [47] Srinivasa Rao, P., Ramji, K., & Satyanarayana, B. (2016). Effect of wire EDM conditions on generation of residual stresses in machining of aluminum 2014 T6 alloy. *Alexandria Engineering Journal*, 55, 1077-1084.
- [48] Torres, A., Puertas, I., & Luis, C. J. (2015). Surface Roughness Analysis on the Dry Turning of an Al-Cu Alloy. *Procedia Engineering*, 132, 537-544.
- [49] Ng, C. K. (2006).
- [50] Alonso Pinillo, U., Girot Mata, F., Polvorosa Teijeiro, R., & Lopez De La Calle Marcaide, L. N. (2017). Taladrado de materiales compuestos: problemas, prácticas recomendadas y técnicas avanzadas. *DYNAIN*, 92, 188-193.

- [51] Soussia, A. B., Mkaddem, A., & El Mansori, M. (2013). Effect of Coating Type on Dry Cutting of Glass/Epoxy Composite. *Surface and Coatings Technology*, 215, 413-420.
- [52] Soussia, A. B., Mkaddem, A., & El Mansori, M. (2013). Effect of coating type on dry cutting of glass/epoxy composite. *Surface and Coatings Technology*, 215, 413-420.
- [53] Brinksmeier, E., Fangmann, S., & Meyer, I. (2008). Cinemática de perforación orbital. *Ingeniería de producción*, 2, 277-283.
- [54] Liu, J., Chen, G., Ji, C., Qin, X., Li, H., & Ren, C. (2014). Una investigación de la variación de la temperatura de la pieza de trabajo del fresado helicoidal para plásticos reforzados con fibra de carbono (CFRP). *Revista Internacional de Máquinas Herramientas y Manufactura*, 86, 89-103.
- [55] Wang, H., Qin, X., Ren, C., & Wang, Q. (2012). Predicción de fuerzas de corte en procesos de fresado helicoidal. *Revista Internacional de Tecnología de Fabricación Avanzada*, 58, 849-859.
- [56] Li, Z., & Liu, Q. (2013). Topografía superficial y rugosidad en la realización de agujeros mediante fresado helicoidal. *Revista Internacional de Tecnología de Fabricación Avanzada*, 66, 1415-1425.
- [57] Li, Z., Liu, Q., Peng, C., & Sun, X. (2011, mayo). Modelado y simulación de la fuerza de corte para el proceso de fabricación de agujeros mediante fresado helicoidal. En *Cuarto Seminario Internacional de Ingeniería Moderna de Corte y Medición (Vol. 7997, pp. 22-27)*. SPIE.
- [58] Li, H., He, G., Qin, X., Wang, G., Lu, C., & Gui, L. (2014). Investigación de desgaste de herramientas y calidad de agujeros en fresado helicoidal en seco de aleación Ti-6Al-4V. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 71, 1511-1523.
- [59] Zhao, Q., Qin, X., Ji, C., Li, Y., Sun, D., & Jin, Y. (2015). Estudios de vida útil de la herramienta e integridad de la superficie del orificio para la fabricación de orificios de aleación Ti6Al4V. *Revista Internacional de Tecnología de Fabricación Avanzada*, 79, 1017-1026.
- [60] Denkena, B., Boehnke, D., & Dege, J. H. (2008). Fresado helicoidal de compuestos de capas de CFRPtitanio. *Revista CIRP de ciencia y tecnología de fabricación*, 1(2), 64-69.
- [61] Eguti, C. C. A. & Trabasso, L. G. (2014). Diseño de un perforador orbital robotizado para el montaje de estructuras aeronáuticas. *Mecatrónica*, 24(5), 533-545.
- [62] Qin, X., Gui, L., Li, H., Rong, B., Wang, D., Zhang, H., & Zuo, G. (2012). Estudio de viabilidad de la cantidad mínima de lubricación en fresado helicoidal de alta velocidad de Ti-6Al-4V. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing*, 6(7), 1222-1233.
- [63] Li, Z., Liu, Q., Peng, C., & Sun, X. (2011, mayo). Modelado y simulación de la fuerza de corte para el proceso de fabricación de agujeros mediante fresado helicoidal. En *Cuarto Seminario Internacional de Ingeniería Moderna de Corte y Medición (Vol. 7997, pp. 22-27)*. SPIE.
- [64] Fang, Q., Pan, Z., Fei, S., Xie, X., & Ke, Y. (2015). Un novedoso efector final de fresado helicoidal y su aplicación. *Transacciones IEEE/ASME sobre mecatrónica*, 20(6), 3112-3122.
- [65] Olvera, D., de Lacalle, L. N. L., Urbikain, G., Lamikiz, A., Rodal, P., & Zamakona, I. (2012). Fabricación de agujeros mediante fresado helicoidal de bolas en aleaciones de titanio. *Ciencia y Tecnología de Mecanizado*, 16(2), 173-188.

[66] Hashimura, M., Hassamontr, J., & Dornfeld, D. A. (1999). Effect of In-Plane Exit Angle and Rake Angles on Burr Height and Thickness in Face Milling Operation. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 121, 13-19.

[67] Coldwell, H., Woods, R., Paul, M., Koshy, P., Dewes, R., & Aspinwall, D. (2003). Mecanizado rápido de moldes, troqueles y herramientas de prensa AISI H13 y D2 endurecidos. *Revista de Tecnología de Procesamiento de Materiales*, 135(2-3), 301-311.

[68] Whinnem, E., Lipczynski, G., & Eriksson, I. (2008). Desarrollo de perforación orbital para el Boeing 787. *SAE International Journal of Aerospace*, 1(2008-01-2317), 811-816.

[69] Kihlman, H., Eriksson, I., & Ennis, M. (2002). Perforación orbital robótica de estructuras para aplicaciones aeroespaciales. En *SAE Automated Fastening Conference Exhibition*, 1 de octubre de 2002, Chester, Reino Unido (Vol. 1, No. 2636). Sociedad de Ingenieros Automotrices.

[70] Sasahara, H., Kawasaki, M., & Tsutsumi, M. (2008). Fresado de avance helicoidal con MQL para mandrinado de aleación de aluminio. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing*, 2(6), 1030-1040.

[71] Li, Z., Liu, Q., Ming, X., Wang, X., & Dong, Y. (2014). Predicción de fuerza de corte y solución analítica de estabilidad de vibración regenerativa para operaciones de fresado helicoidal. *Revista Internacional de Tecnología de Fabricación Avanzada*, 73, 433-442.

[72] Fangmann, S., Meyer, I., & Brinksmeier, E. (2011). Erweiterte Theorie zum Orbitalbohren (helikales Bohrfräsen). *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 6(42), 506-518.

[73] Iyer, R., Koshy, P., & Ng, E. (2007). Fresado helicoidal: una tecnología habilitadora para el mecanizado duro de agujeros de precisión en acero para herramientas AISI D2. *Revista Internacional de Máquinas Herramientas y Manufactura*, 47(2), 205-210.

[74] He, G., Li, H., Jiang, Y., Qin, X., Zhang, X., & Guan, Y. (2015). Fresado helicoidal de pilas de CFRP/Ti-6Al-4V con diferentes parámetros de mecanizado. *Transacciones de la Universidad de Tianjin*, 21(1), 56-63.

[75] Chen, SF, Xie, J. y Zhuo, YW (2010). Estudio experimental sobre desbarbado, error de forma y rugosidad superficial en taladrado orbital de acero templado. En *Investigación de Materiales Avanzados* (Vol. 135, pp. 331-336). Publicaciones Trans Tech Ltd

[76] Deitert, L. (2011). Orbital Drilling. *Aerospace Technology Conference and Exposition*, October 18, 2011, pp. 2011-01-2533.

[77] Sun, D., Keys, D., Jin, Y., Malinov, S., Zhao, Q., & Qin, X. (2016). Hole-Making and Its Impact on the Fatigue Response of Ti-6AL-4V Alloy. *Procedia CIRP*, 56, 289-292. doi:10.1016/j.procir.2016.10.085.

[78] Sun, D., Lemoine, P., Keys, D., Doyle, P., Malinov, S., Zhao, Q., Qin, X., & Jin, Y. (2018). Hole-Making Processes and Their Impacts on the Microstructure and Fatigue Response of Aircraft Alloys. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 94, 1719-1726.

[79] Jiang, X., Li, B., Yang, J., Zuo, X., & Li, K. (2013). An Approach for Analyzing and Controlling Residual Stress Generation during High-Speed Circular Milling. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 66, 1439-1448.

- [80] Zhou, R., & Yang, W. (s.f). Analytical Modeling of Residual Stress in Helical End Milling of Nickel-Aluminum Bronze.
- [81] Jiang, X., Li, B., Yang, J., Zuo, X., & Li, K. (2013). An Approach for Analyzing and Controlling Residual Stress Generation during High-Speed Circular Milling. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 66, 1439-1448.
- [82] 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.
- [83] Debnath, S., Reddy, M. M., & Yi, Q. S. (2014). Environmental Friendly Cutting Fluids and Cooling Techniques in Machining: A Review. *Journal of Cleaner Production*, 83, 33-47.
- [84] Hashimura, M., Hassamontr, J., & Dornfeld, D. A. (1999). Effect of In-Plane Exit Angle and Rake Angles on Burr Height and Thickness in Face Milling Operation. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 121, 13-19.
- [85] Brinksmeier, E., & Fangmann, S. (2010). Burr and Cap Formation by Orbital Drilling of Aluminum. *En Burrs-Analysis, Control and Removal* (pp. 31-45). Springer.
- [86] Voss, R., Henerichs, M., Kuster, F., & van Griethuysen, J.-P. (2017). 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*, 66, 559.
- [87] Voss, R., Henerichs, M., & Kuster, F. (2016). Comparison of Conventional Drilling and Orbital Drilling in Machining Carbon Fibre Reinforced Plastics (CFRP). *CIRP Annals*, 65, 137–140.
- [88] Fernández-Vidal, S. R., Mayuet, P., Rivero, A., Salguero, J., Del Sola, I., & Marcos, M. (2015). Analysis of the Effects of Tool Wear on Dry Helical Milling of Ti6Al4V Alloy. *Procedia Engineering*, 132, 593–599.
- [89] Li, H., He, G., Qin, X., Wang, G., Lu, C., & Gui, L. (2014). Tool Wear and Hole Quality Investigation in Dry Helical Milling of Ti-6Al-4V Alloy. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 71, 1511-1523.
- [90] Rey, P. A., LeDref, J., Senatore, J., & Landon, Y. (2016). Modelling of Cutting Forces in Orbital Drilling of Titanium Alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 106, 75–88
- [91] Nesper, D. (2016). Process Force Prediction in Orbital Drilling of TiAl6V4.
- [92] Urbicain, G., Olvera, D., De Lacalle, L. N. L., Zamakona, I., & Rodal, P. (2009). New Strategies for Hole Making in Ti-6Al-4V. *AIP Conference Proceedings*, 1181, 361-369.
- [93] Denkena, B., Boehnke, D., & Dege, J. H. (2008). Helical Milling of CFRP-Titanium Layer Compounds. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 1, 64-69.
- [94] Sandvik Coromant. (1994). *El Mecanizado moderno: manual práctico*. ISBN 978-91-972299-2-0.
- [95] Mohn, W. R., Bergh, M. R. V. D., Slawson, T., Mamon, O. L., Buck, M. E., Plank, D., Gurganus, T. B. (s.f.). *ASM Handbook - Machining Process*. Editorial. ISBN 978-0-87170-022-3.
- [96] Hadi, M.A., Ghani, J.A., Che Haron, C.H., & Kasim, M.S. (2013). Comparison between UpMilling and down-Milling Operations on Tool Wear in Milling Inconel 718. *Procedia Engineering*, 68, 647–653.

- [97] Jozic, S., Bajic, D., & Topic, S. (2012). Flank Wear in Down and Up Milling, 23, 251–254.
- [98] Haiyan, W., Xuda, Q., Hao, L., & Chengzu, R. (2013). 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*, 227, 62–74.
- [99] Sadek, A., Meshreki, M., & Attia, M. H. (2012). Characterization and Optimization of Orbital Drilling of Woven Carbon Fiber Reinforced Epoxy Laminates. *CIRP Annals*, 61, 123–126.
- [100] Liang, J., & Bi, S. (2010). Diseño y estudio experimental de un efector final para perforación robotizada. *Revista Internacional de Tecnología de Fabricación Avanzada*, 50, 399-407.
- [101] Jayaweera, N., & Webb, P. (2007). Montaje automatizado de paneles de revestimiento de fuselaje. *Automatización de montaje*, 27(4), 343-355.
- [102] Wang, H., Qin, X. y Li, H. (2015). Análisis de maquinabilidad en fresado helicoidal de polímero reforzado con fibra de carbono. *Revista de diseño, sistemas y fabricación mecánicos avanzados* , 9 (5), JAMDSM0057-JAMDSM0057
- [103] Wang, H. Y., & Qin, X. D. (2014). Análisis de calidad de agujeros en fresado helicoidal de CFRP. *En Mecánica Aplicada y Materiales* (Vol. 556, pp. 515-518). Publicaciones Trans Tech Ltd.
- [104] Sultana, I., Shi, Z., Attia, M. H., & Thomson, V. (2016). Integridad superficial de orificios mecanizados mediante perforación orbital de materiales compuestos con herramientas de diamante de una sola capa. *Procedia CIRP*, 45, 23-26.
- [105] Qin, X. D., Sun, X. T., Wang, Q., Chen, S. M., & Li, H. (2012). Estudio comparativo de fresado helicoidal y taladrado de Ti-6Al-4V. *En Key Engineering Materials* (Vol. 499, pp. 200-204). Publicaciones Trans Tech Ltd.
- [106] Wang, H., Qin, X., Li, H., & Tan, Y. (2016). Un estudio comparativo sobre el fresado helicoidal de pilas de CFRP/Ti y sus capas individuales. *Revista Internacional de Tecnología de Fabricación Avanzada*, 86, 1973-1983.
- [107] Wang, H. Y., & Qin, X. D. (2013). Investigación sobre la relación entre los parámetros de corte y la fuerza de corte axial en el proceso de fresado helicoidal. *En Investigación de Materiales Avanzados* (Vol. 690, pp. 2480-2483). Publicaciones Trans Tech Ltd.
- [108] Zhou, L., Dong, H., Ke, Y., & Chen, G. (2017). Análisis del rendimiento de división de virutas de una herramienta de corte dedicada en el proceso de perforación orbital en seco. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 90, 1809-1823.
- [109] Fang, Q., Pan, Z., Fei, S., Xie, X., & Ke, Y. (2015). Un novedoso efector final de fresado helicoidal y su aplicación. *Transacciones IEEE/ASME sobre mecatrónica*, 20(6), 3112-3122.
- [110] He, G., Li, H., Jiang, Y., Qin, X., Zhang, X., & Guan, Y. (2015). Fresado helicoidal de pilas de CFRP/Ti-6Al-4V con diferentes parámetros de mecanizado. *Transacciones de la Universidad de Tianjin*, 21(1), 56-63.
- [111] Costa, DDD, Marques, A. y Amorim, FL (2015). Evaluación de la calidad del agujero y tiempo de corte en el fresado helicoidal interpolado. *Revista internacional de investigación de fabricación* , 10 (4), 313-327.

[112] Li, Z., & Liu, Q. (2013). Topografía superficial y rugosidad en la realización de agujeros mediante fresado helicoidal. *Revista Internacional de Tecnología de Fabricación Avanzada*, 66, 1415-1425.

[113] Rahim, E. A., Mohid, Z., Jamil, M. F. M., Mat, K. C., Koyasu, R., & Sasahara, H. (2012). Estudio experimental de fresado helicoidal sobre CFRP (polímero reforzado con fibra de carbono) para el proceso de fabricación de agujeros. En *Investigación de Materiales Avanzados* (Vol. 576, pp. 68-71). Publicaciones Trans Tech Ltd.

[114] Qin, X., Zhang, X., Li, H., Rong, B., Wang, D., Zhang, H., & Zuo, G. (2014). Análisis comparativos de desgaste de herramienta en fresado helicoidal de Ti-6Al-4V utilizando herramienta recubierta de diamante y herramienta recubierta de TiAlN. *Revista de Diseño Mecánico Avanzado, Sistemas y Fabricación*, 8(1), JAMDSM0004.

[115] Qin, X., Gui, L., Li, H., Rong, B., Wang, D., Zhang, H., & Zuo, G. (2012). Estudio de viabilidad de la cantidad mínima de lubricación en fresado helicoidal de alta velocidad de Ti-6Al-4V. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing*, 6(7), 1222-1233.

[116] Brinksmeier, E., & Fangmann, S. (2010). Formación de rebabas y tapas mediante perforación orbital de aluminio. En *Burrs-Analysis, Control and Removal: Proceedings of the CIRP International Conference on Burrs*, 2 y 3 de abril de 2009, Universidad de Kaiserslautern, Alemania (págs. 31-45). Springer Berlín Heidelberg.

Índice de figuras

1	Distribución del contenido en peso por tipos de materiales empleados en la familia Boeing 787 y Airbus A350.	3
2	Cono trasero del fuselaje del A350	7
3	Variedad de remaches sólidos roscados	7
4	Estabilizador horizontal de cola del A350 en la estación de inspección de cliente de la factoría de Airbus Getafe. Imagen cedida por Airbus.	8
5	Broca avellanador de metal duro con recubrimiento de diamante.	9
6	Vista en detalle de una broca con sus principales elementos.	10
7	Proceso de taladrado	12
8	Ángulos y fuerzas de corte	12
9	Descomposición de la fuerza de empuje [11]	13
10	Taladrado de un apilado CFRP/Titanio con una secuencia de “Peck drilling”	14
11	Distribución aproximada de mecanisos de desgaste.	15
12	Diagrama con los factores que afectan la rugosidad superficial	19
13	Sistema Supervisor Inteligente Multiobjetivo	19
14	Definición de error de redondez	21
15	Tipos de rebabas: (a) uniforme y (b) corona [32].	21
16	. Mecanismo de formación de rebabas en el proceso de taladrado: (a) rebaba uniforme y (b) rebaba corona [34].	22
17	. Representación del taladrado helicoidal.	25
18	Comparación del número de ciclos hasta el fallo para diferentes procesos de taladrado [77].	27
19	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 [81].	27
20	Zonas de corte axial y periférico en la salida del agujero por parte de la herramienta.	28
21	Imágenes de microscopio de la salida de los agujeros.	28
22	a) Movimiento de fresado helicoidal. b)Descomposición del movimiento helicoidal.	29
23	Descomposición de la velocidad de avance.	30
24	Representación de las velocidades de avance tangencial y periférica.	30
25	Cálculos de los parámetros más relevantes para el proceso de fresado helicoidal[93]	31
26	Fresado en oposición y concordancia	32
27	Muestras de viruta extraídas del proceso de fresado helicoidal, a) viruta continua; b) viruta discontinua [93].	34
28	Fuerzas de corte en el fresado periférico [98].	34
29	Representación de la distribución de carga axial en la última capa de material compuesto [99].	35
30	Representación de taladrado orbital y fresa frontal de 4 labios con hélice variable de Izar	36
31	Desprendimiento de material a la salida del pozo de acero endurecido AISI D2: (a) perforación convencional y (b) fresado helicoidal	41
32	Fresa utilizada en el mecanizado.	43
33	Broca utilizada en el mecanizado.	44
34	Microscópio óptico.	44
35	Posición vertical	45
36	Posición horizontal	45
37	Plancha de la aleación de Aluminio UNS A9 7075	46
38	Dimensiones geométricas	46
39	Centro de mecanizado "Lagun L650"	47
40	Plancha de sacrificio	47
41	Plancha experimental fijada	48
42	Decalaje inicial del Centro de Mecanizado	48
43	Fresa empleada para realizar los ensayos	49
44	Programación de una cajera circular en CNC	51
45	Distribución de los diferentes ensayos en la plancha experimental.	51
46	Tabla de revoluciones por minuto según broca y velocidad de corte.	52
47	Tabla de avances	52

48	Distribución de los diferentes ensayos en la plancha experimental.	52
49	Cámara térmica	53
50	Modelo cámara térmica	53
51	Registrador trifásico de consumo eléctrico	54
52	S6000 R2 20X	54
53	Resina P80 Ra	55
54	Limpieza de los oroficios.	55
55	Cinta adhesiva	56
56	Casquillos fijados	56
57	Aplicación de la resina	57
58	Negativo obtenido	57
59	Rugosímetro	58
60	Soporte	58
61	Palpador	59
62	Display	59
63	Medición de la rugosidad en una réplica.	60
64	Máquina medidora de forma	60
65	Negativo posicionado en la cama de nivelación y el palpador.	61
66	Esquema de las mediciones de redondez en un negativo.	61
67	Esquema de las mediciones de cilíndricidad en un negativo.	62
68	Esquema de las mediciones de rectitud en un negativo.	62
69	Imagen captada por la cámara termográfica.	67
70	Temperatura máxima alcanzada en un ensayo de taladrado orbital.	67
71	Temperatura máxima alcanzada en los ensayos en oposición con una profundidad de pasada de 0,02 mm/diente.	69
72	Temperatura máxima alcanzada en los ensayos en concordancia con una profundidad de pasada de 0,02 mm/diente.	69
73	Temperatura máxima alcanzada en los ensayos en oposición con una profundidad de pasada de 0,04 mm/diente.	70
74	Temperatura máxima alcanzada en los ensayos en concordancia con una profundidad de pasada de 0,04 mm/diente.	70
75	Temperatura máxima alcanzada en los ensayos en oposición con una profundidad de pasada de 0,06 mm/diente.	71
76	Temperatura máxima alcanzada en los ensayos en concordancia con una profundidad de pasada de 0,06 mm/diente.	71
77	Temperatura máxima alcanzada en los ensayos de taladrado convencional.	72
78	Potencia máxima alcanzada en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 2 mm y un sentido de giro en oposición.	74
79	Energía máxima alcanzada en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 2 mm y un sentido de giro en oposición.	74
80	Potencia máxima alcanzada en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 2 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.	75
81	Energía máxima alcanzada en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 2 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.	75
82	Potencia máxima alcanzada en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 5 mm y un sentido de giro en oposición.	76
83	Energía máxima alcanzada en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 5 mm y un sentido de giro en oposición.	76
84	Potencia máxima alcanzada en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 5 mm y un sentido de giro en concordancia.	77
85	Energía máxima alcanzada en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 5 mm y un sentido de giro en concordancia.	77
86	Potencia máxima alcanzada en el taladrado en función de la velocidad de la herramienta.	78
87	Energía máxima alcanzada en el taladrado en función de la velocidad de la herramienta.	79

88	Rugosidad aritmética obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,02 mm/diente y un sentido de giro en oposición.	81
89	Rugosidad aritmética obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,02 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.	81
90	Rugosidad aritmética obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,04 mm/diente y un sentido de giro en oposición.	82
91	Rugosidad aritmética obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,04 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.	82
92	Rugosidad aritmética obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,06 mm/diente y un sentido de giro en oposición.	83
93	Rugosidad aritmética obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,06 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.	83
94	Rugosidad aritmética obtenida en los ensayos de taladrado convencional.	84
95	Comparación de los datos obtenidos.	85
96	Redondez obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,02 mm/diente y un sentido de giro en oposición.	87
97	Redondez obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,02 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.	88
98	Redondez obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,04 mm/diente y un sentido de giro en oposición.	88
99	Redondez obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,04 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.	89
100	Redondez obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,06 mm/diente y un sentido de giro en oposición.	89
101	Redondez obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,06 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.	90
102	Redondez obtenida en los ensayos de taladrado convencional.	91
103	Cilindricidad obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,02 mm/diente y un sentido de giro en oposición.	93
104	Cilindricidad obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,02 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.	93
105	Cilindricidad obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,04 mm/diente y un sentido de giro en oposición.	94
106	Cilindricidad obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,04 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.	94
107	Cilindricidad obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,06 mm/diente y un sentido de giro en oposición.	95
108	Cilindricidad obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,06 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.	95
109	Cilindricidad obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,06 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.	96
110	Rectitud obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,02 mm/diente y un sentido de giro en oposición.	98
111	Rectitud obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,02 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.	98
112	Rectitud obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,04 mm/diente y un sentido de giro en oposición.	99
113	Rectitud obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,04 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.	99
114	Rectitud obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,06 mm/diente y un sentido de giro en oposición.	100
115	Rectitud obtenida en los ensayos de fresado con una profundidad de pasada de 0,06 mm/diente y un sentido de giro en concordancia.	100
116	Rectitud obtenida en los ensayos de taladrado convencional.	101

Índice de cuadros

1	Materiales utilizados en aviones Boeing (tanto por ciento en peso). El término "Otros"se refiere a los materiales presentes en cantidades muy pequeñas, incluidas las aleaciones metálicas (Mg, metales refractarios, etc.) y el carbono	3
2	Propiedades mecánicas	4
3	Composición general de la aleación de aluminio 7000	4
4	Propiedades mecánicas	4
5	Evolución de los controladores de diseño para aeronaves comerciales	5
6	Error dimensional en fresado helicoidal.	37
7	Error de redondez en fresado helicoidal.	39
8	Niveles de rugosidad superficial en estudios de fresado helicoidal.	40
9	Variables	50
10	Imágenes de la fresa después de realizar los ensayos de taladrado orbital	64
11	Imágenes de la broca después de realizar los ensayos de taladrado convencional	66
12	Temperatura máxima obtenida en función de los parámetros empleados.	68
13	Temperatura máxima alcanzada en función de la velocidad de corte empleada en el taladrado convencional.	72
14	Variables	73
15	Potencia máxima alcanzada en función de la velocidad de corte empleada en el taladrado convencional.	78
16	Rugosidad Media Aritmética en función de los parámetros empleados.	80
17	Rugosidad Media Aritmética en función de la velocidad de corte empleada en el taladrado convencional.	84
18	Datos obtenidos al realizar las mediciones de la rugosidad en la plancha metálica.	85
19	Datos obtenidos al realizar las mediciones de la rugosidad en las réplicas.	85
20	Redondez obtenida en función de los parámetros empleados en el taladrado orbital.	86
21	Redondez promedio del taladrado convencional.	90
22	Cilindricidad obtenida en función de los parámetros empleados en el taladrado orbital.	92
23	Cilindricidad promedio de la tanda de taladrado convencional.	96
24	Rectitud obtenida en función de los parámetros empleados en el taladrado orbital.	97
25	Rectitud promedio del taladrado convencional.	101