



Universidad del País Vasco Euskal Herriko Unibertsitatea

ESCUELA SUPERIOR DE INGENIEROS DE BILBAO
DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA MECÁNICA

**UN MÉTODO PARA EL TALADRADO DE ALUMINIO
QUE FACILITA LA UNIÓN POR REMACHES DE LOS
COMPONENTES AERONÁUTICOS**

MEMORIA

Presentada para optar al grado de Doctor por la UPV/EHU por

Dña. M^a Asunción Rivero Rastrero

Director de tesis: Dr. D. Aitzol Lamikiz Mentxaka

Codirector de tesis: Dr. D. Luis Norberto López de Lacalle Marcaide

Bilbao, 2010

TESIS DOCTORAL

**UN MÉTODO PARA EL TALADRADO DE ALUMINIO
QUE FACILITA LA UNIÓN POR REMACHES DE LOS
COMPONENTES AERONÁUTICOS**

Presentada por:

Dña. M^a Asunción Rivero Rastrero

en el

Departamento de Ingeniería Mecánica

de la

Universidad del País Vasco – Euskal Herriko Unibertsitatea

para la obtención del grado de

Doctor Ingeniero Industrial

Dirigida por:

Dr. D. Aitzol Lamikiz Mentxaka

Dr. D. Luis Norberto López de Lacalle Marcaide

Bilbao, 2010

Agradecimientos

Desde estas líneas quiero agradecer a todas las personas que me han ayudado durante la realización de esta tesis doctoral. Quiero dar las gracias a todos mis compañeros del departamento de Ingeniería de Fabricación de la Fundación Fatronik, y en particular a Gorka Aramendi, Begoña Peña, Sergio Herranz y Mariluz Penalva, por su empeño, dedicación, su rigor y buen hacer.

De forma especial quiero agradecer también la labor de mis directores de tesis, Aitzol Lamikiz y Luis Norberto López de Lacalle por su paciencia, consejos y apoyo, y agradecerles en especial el continuo ánimo que me han transmitido a lo largo de la realización de esta tesis.

Para finalizar, me gustaría mostrar mi más profundo agradecimiento a mi familia.

Muchas gracias.

Asun Rivero

RESUMEN

Aumentar la productividad de los procesos de montaje por remaches es una necesidad de la industria aeronáutica, y el One Way Assembly (OWA) es una respuesta a esa necesidad. El OWA consiste en taladrar los componentes estructurales en su posición de montaje final, para colocar seguidamente el remache, eliminando las etapas de separación de los componentes estructurales para proceder a limpiar de virutas las intercaras, eliminar rebabas y verificar la calidad del agujero.

Para satisfacer los requerimientos de productividad, es necesario que en el OWA, el mecanizado de los agujeros destinados a alojar los remaches se realice en régimen de alta velocidad. Además los agujeros se mecanizarán en ausencia de fluidos de corte para evitar su posterior limpieza. Para garantizar resultados en precisión de forma y calidad superficial del agujero, hay que controlar los eventos no deseados del proceso, que pudieran poner en riesgo la calidad de los agujeros, como son la posible formación de rebabas y el desgaste de la herramienta.

Las estructuras aeronáuticas pueden estar compuestas por componentes del mismo material o de materiales disimilares, configurando lo que se conoce como stacks, que pueden tener distintas combinaciones de materiales: aluminio, titanio y materiales plásticos reforzados con fibras. Además las piezas se disponen en distintas configuraciones geométricas por lo que los agujeros se hacen sobre estructuras apoyadas en complejos utillajes, en los cuales las características de rigidez varían de un agujero a otro.

En esta tesis, para facilitar la implementación de técnicas OWA en stacks constituidos por aluminio-aluminio, propongo un método de trabajo que aumenta la fiabilidad del proceso y que aborda todos los aspectos implicados en el OWA. Este método consiste en definir un procedimiento para conseguir una optimización del proceso de producción de agujeros en seco, garantizando el mecanizado de un número suficiente de agujeros con la misma broca o herramienta. El método contempla la selección de la herramienta, de los recubrimientos de herramienta y de los parámetros de corte. Se aborda también, la monitorización y control de la formación de las rebabas, cuya presencia obligaría a su eliminación antes de insertar el remache; así como el control del desgaste que sufre la herramienta y su efecto en la calidad de los agujeros mecanizados.

Como herramienta de análisis y que ha dado claves para la optimización del taladrado en seco se ha utilizado un software de modelización por elementos finitos que reproduce el proceso viscoplástico a alta velocidad que es en sí mismo el proceso de mecanizado (TH Advantedge), que ha apoyado el diseño y ha permitido interpretar resultados de un amplio programa de experimentos. Además se ha realizado un modelo mecánico de taladrado para un tipo de broca de geometría muy singular, muy empleada en esta aplicación. Este modelo mecánico es fácilmente generalizable a otro tipo de brocas.

La implementación de técnicas OWA se ve favorecida por la monitorización del proceso de taladrado, en especial la monitorización de la formación de rebabas, ya que permite reducir las tareas de inspección y limpieza, sólo a aquellos agujeros en los que

el sistema de monitorización ha detectado riesgo de formación de rebaba. Se ha perseguido una monitorización de tipo *sensorless* para evitar tener que colocar sensores externos en las máquinas de remachado o en las estructuras aeronáuticas. La tecnología de monitorización *sensorless* contribuye a facilitar su uso generalizado a nivel industrial. La monitorización está basada en interpretar las señales internas de la máquina, en concreto la intensidad del motor principal adquirida desde el driver del mismo de forma barata, fácilmente industrializable, y con la frecuencia de muestreo requerida. Para su interpretación se han utilizado distintos algoritmos.

Asunto de especial mención es el progresivo desgaste de la broca y su efecto en la calidad de los agujeros. El interés no es tanto controlar el desgaste de la herramienta, sino tener control sobre el efecto de dicho desgaste en la calidad del agujero. Se ha buscado una relación entre las pérdidas de calidad del agujero y el desgaste de las brocas una vez más a través de las señales internas de las máquinas.

La metodología aquí planteada se ha visto validada por múltiples experimentos de taladrado de aleaciones de aluminio, ya que se persigue el desarrollo OWA para su aplicación en stacks metálicos de aluminio-aluminio, que en la práctica real y debido a la aplicación de fuerzas de apriete se comportan como cuasi un único material. La aplicación OWA tienen grado de desarrollo mayor en stacks constituidos de fibra de carbono, y ya existen referencias de aplicación exitosa de OWA en stacks de fibra de carbono en la industria aeronáutica nacional.

El trabajo aquí presentado está en parte siendo aplicado en procesos de desarrollo en Airbus, lo que ha permitido incluir en este trabajo consideraciones de facilidad de operación, costos o factibilidad que no son observables en laboratorio.

ÍNDICE

INTRODUCCIÓN.....	1
1. Motivación.....	1
2. Objetivos generales.....	4
3. Organización de la memoria.....	5
CAPÍTULO I: EL ENSAMBLADO EN LA CONSTRUCCIÓN AERONÁUTICA....	7
1. Introducción breve a la fabricación aeronáutica.....	7
2. El proceso de ensamblado de estructuras aeronáuticas	11
3. El proceso de ensamblado por remaches en la actualidad.....	13
4. Necesidades de mejora del remachado aeronáutico: el ensamblado directo o One Way Assembly.....	18
5. Requerimientos para producir agujeros OWA en procesos optimizados de remachado automático.....	19
5.1 Mecanizado en seco y a alta velocidad.....	19
5.2 Monitorización y control del proceso de producción de agujeros.....	20
5.2.1 Monitorización del desgaste de la herramienta.....	21
5.2.2 Monitorización de la formación de rebabas	21
CAPÍTULO II: ANÁLISIS DEL ESTADO DEL ARTE DEL TALADRADO PARA SU APLICACIÓN OWA	23
1. Introducción.....	23
2. Técnicas de mecanizado para producir agujeros	23
2.1 Producción de agujeros por fresado circular o taladrado orbital	24
2.2 Producción de agujeros mediante técnicas láser.....	28
2.3 Producción de agujeros mediante taladrado	29
2.3.1 Tecnología del taladrado	29
2.3.2 Geometría del taladrado.....	30
3. Análisis de los efectos derivados de la eliminación de los fluidos de corte durante las operaciones de taladrado	34
3.1 Refrigeración.....	37
3.2 Lubricación.....	38
3.3 Evacuación de la viruta	41
4. Análisis del estado del arte de la simulación numérica del proceso de taladrado y su potencial de aplicación a la optimización del proceso	43
4.1 Introducción a los modelos de corte	43
4.2 Los modelos de corte en las operaciones de taladrado.....	46
4.2.1 Modelizado de la formación de rebabas	46

4.2.2	<i>Modelizado del campo térmico en taladrado</i>	47
4.2.3	<i>Modelizado de par y de fuerza de avance</i>	50
4.2.4	<i>Modelo mecánico de la operación de taladrado para predecir el par y la fuerza de avance</i>	51
4.2.4.1	Planteamiento de las ecuaciones del modelo.....	51
4.2.4.2	Obtención de los coeficientes específicos de corte	56
4.2.4.3	Resolución del sistema de ecuaciones resultante	58
4.2.4.4	Ensayos realizados para la caracterización de coeficientes.....	59
4.2.4.5	Validación del modelo.....	61
4.2.4.6.	Resumen y conclusiones del modelo mecánico desarrollado.....	66
5.	Estado del arte de la monitorización de eventos durante el taladrado OWA	67
5.1	Justificación de la necesidad de monitorizar el taladrado OWA.....	67
5.2	Monitorización del desgaste de la broca.....	71
5.2.1	<i>Clasificación del desgaste de brocas y naturaleza del proceso de desgaste en taladrado seco de aluminio</i>	71
5.2.2	<i>Señales indicadoras del desgaste de la herramienta</i>	75
5.2.3	<i>Métodos de análisis de señales indicadoras del desgaste de la broca</i>	77
5.3	Monitorización de la formación de las rebabas	81
CAPÍTULO III: DESARROLLO DE LA METODOLOGÍA PARA FACILITAR LA IMPLEMENTACIÓN DEL TALADRADO OWA.....		87
1.	Introducción.....	87
2.	Estrategias para el desarrollo de proceso de taladrado OWA	87
3.	Optimización experimental de parámetros de proceso en el taladrado OWA.....	89
3.1	Descripción de la experimentación	90
3.1.1	<i>Material y geometría de herramienta para el taladrado OWA</i>	90
3.1.2	<i>Simulación de la temperatura en la inter-cara herramienta–viruta</i>	92
3.1.3	<i>Máquina</i>	97
3.1.4	<i>Material de ensayo</i>	98
3.1.5	<i>Herramienta</i>	98
3.1.6	<i>Recubrimientos de Herramienta</i>	99
3.1.7	<i>Adquisición de la temperatura de proceso</i>	100
3.1.8	<i>Adquisición de fuerzas de corte</i>	103
3.1.9	<i>Medición del tamaño de la rebaba a la salida del taladro</i>	107
3.1.10	<i>Diseño de experimentos</i>	109
3.2	Discusión de resultados	110
3.2.1	<i>Efecto de los parámetros de corte en la eficiencia energética del proceso</i>	111
3.2.2	<i>Efecto de los recubrimientos</i>	114
3.2.3	<i>Efecto de los parámetros de corte en el tamaño de las rebabas</i>	117

3.3	Resumen y conclusiones.....	118
4.	Desarrollo de un método para la monitorización y control de la formación de rebabas en el taladrado OWA.....	121
4.1	Introducción.....	121
4.2	Análisis de la correlación entre las señales internas y la rebaba	122
4.3	Definición y medición de los indicadores de rebaba.....	128
5.	Desarrollo de un método para la monitorización y control del desgaste de la broca	132
5.1	Introducción.....	132
5.2	Evolución de la calidad de los agujeros con el desgaste de la broca.....	132
5.3	Análisis de la correlación entre las señales internas y la calidad del agujero taladrado	135
5.4	Definición y medición de indicadores de desgaste.....	140
CAPÍTULO IV: VALIDACIÓN DE LA METODOLOGÍA PARA LA IMPLEMENTACIÓN DEL TALADRADO OWA.....		143
1.	Evaluación del comportamiento del proceso de taladrado optimizado.	143
2.	Implementación y validación del método de control y monitorización de formación de rebabas	147
2.1	Calibración del sistema de monitorización.....	147
2.2	Validación del sistema de monitorización.....	149
2.3	Conclusiones de la aplicación del método de monitorización y control de rebabas	154
3.	Conclusiones a la validación	154
CAPÍTULO V: APORTACIONES Y LÍNEAS FUTURAS DE TRABAJO		157
BIBLIOGRAFÍA		159

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1: Despiece un modelo de la familia AIRBUS	7
Figura 1.2: Detalle constructivo de un ala	8
Figura 1.3: Sistema Flexible de sujeción de piezas Torrestoll ® del fabricante MTorres	9
Figura 1.4: Pieza estructural monolítica de aluminio obtenida mediante fresado.	10
Figura 1.5: Sección transversal Airbus 350	11
Figura 1.6: Detalle unión por remaches	12
Figura 1.7: Detalle unión por soldaduras	12
Figura 1.8: Prototipo de piel aeronáutica soldada mediante FSW	13
Figura 1.9: Taladrado semi-automático con plantillas	14
Figura 1.10: Taladrado automático con control numérico	14
Figura 1.11: Máquina de tamaño reducido para grandes volúmenes de trabajo	15
Figura 1.12: Vástago de tensión (Standard Tools Catalog, Saab AB)	16
Figura 1.13: Montaje de una estructura tipo caja con elementos temporales de fijación	16
Figura 1.14: Galga control diámetro (Standard Tools Catalog, Saab AB)	16
Figura 1.15: Galga control perpendicularidad (Standard Tools Catalog, Saab AB)	17
Figura 2.1: Esquema de fresado circular o taladrado orbital	24
Figura 2.2: Partes de una broca helicoidal	31
Figura 2.3: Broca de tres filos	34
Figura 2.4: Problemas en el taladrado seco	37
Figura 2.5: Efecto de una vibración axial de 20Hz en la formación de la viruta en una operación de taladrado de Al7075 (a) sin vibración, (b) con 20 Hz de vibración.	42
Figura 2.6: Corte oblicuo y ortogonal.	44
Figura 2.7: Geometría del corte oblicuo y ortogonal. Parámetros fundamentales del corte oblicuo.	44
Figura 2.8: Campo de temperaturas obtenido mediante modelización por EF [Celaya, 2002](izq.). Modelo 3D (dcha.).	45
Figura 2.9: Broca empleada en los modelos, CoroDrill Delta-C R850 de Sandvik. Parámetros geométricos de la broca y sistema de referencia. Izq.) Vista en el sentido de avance. Dcha.) Sección en dirección del filo transversal mostrando los ángulos de punta	52

proporcionados por el fabricante.	
Figura 2.10: Representación de componentes de fuerza en un corte oblicuo	54
Figura 2.11: Representación del ángulo γ en las dos partes del filo principal diferenciadas por los ángulos de posición κ_r y κ_r' respectivamente	55
Figura 2.12: Comparación de fuerzas (Izq.) y momentos (Dcha.) experimentales y simulados mediante el modelo cuyos coeficientes están ajustados respecto a Z. Diámetro de la broca: 6 mm.	62
Figura 2.13: Comparación de fuerzas (a) y momentos (b) experimentales y simulados mediante el modelo cuyos coeficientes están ajustados respecto a V e i. Diámetro de la broca: 6 mm.	62
Figura 2.14: Comparación de fuerzas (Izq.) y pares (Dcha.) experimentales y simulados con los 2 modelos. Diámetro de la broca: 6mm.	64
Figura 2.15: Comparación de fuerzas (Izq.) y pares (Dcha.) experimentales y simulados mediante el modelo cuyos coeficientes están ajustados respecto a V e i. Diámetro de la broca: 10 mm.	65
Figura 2.16: Tipos de desgaste de una broca según [Abu-Mahfouz, 2003][Abu-Mahfouz, 2003]	73
Figura 2.17: Taladros sin rebaba y con rebaba corona.	82
Figura 2.18: Tipos de rebaba [Ko, 2001]	82
Figura 3.1: Acciones clave para la reducción de problemas en taladrado en seco	88
Figura 3.2: Esquema de diagrama de fuerzas de corte	93
Figura 3.3: Efecto del ángulo de desprendimiento en la temperatura en la cara de desprendimiento	95
Figura 3.4: Efecto de la velocidad de corte en la temperatura de la cara de desprendimiento de la broca en la zona del filo de mayor diámetro.	96
Figura 3.5: Efecto del coeficiente de fricción en la temperatura de la cara de desprendimiento de la broca en la zona del filo de mayor diámetro	97
Figura 3.6: Centro de mecanizado Agil-2g de alta velocidad	98
Figura 3.7: Broca de tres filos, parámetros geométricos de la broca	99
Figura 3.8: Colocación de los termopares durante los ensayos	102
Figura 3.9: Simulación de la temperatura en la herramienta	102
Figura 3.10: Medición de temperatura en un ensayo de mecanizado	103
Figura 3.11: a) Fuerza de avance medida en mesa dinamométrica. b) Fuerza de avance a partir del consumo del motor del carro de avance	105
Figura 3.12: Fuerza de avance tras filtrado	105
Figura 3.13: Distribución del error cometido en el filtrado de la señal del motor de avance	106

Figura 3.14: Zona de corte de una señal antes y después de un filtrado en el espacio de Fourier	107
Figura 3.15: Medición del tamaño de la rebaba con un rugosímetro	108
Figura 3.16: Perfil de rebaba proporcionado por el software Surfpak	108
Figura 3.17: Medición de rebaba con microscopio	109
Figura 3.18: a) Potencia consumida. b) Fuerza de avance	111
Figura 3.19: Efecto de los parámetros de corte en la potencia específica de corte.	112
Figura 3.20: Efecto de los parámetros de corte en la temperatura medida en la herramienta mediante pirometría láser	112
Figura 3.21: Esquema de medición de la temperatura en la pieza a la salida del taladro con cámara termográfica	113
Figura 3.22: Temperaturas en la cara de salida de la broca para distintas condiciones de proceso	114
Figura 3.23: Efecto del recubrimiento de la broca en la potencia y la fuerza de avance	115
Figura 3.24: Efecto del recubrimiento en el par (a) herramienta sin recubrir, (b) herramienta recubierta con BALINIT HARDLUBE	116
Figura 3.25: Ejemplo de una señal completa capturada del regulador asociado al motor del cabezal durante una operación de taladrado	123
Figura 3.26: Estimación del punto de entrada de la broca en el material como intersección de dos rectas	124
Figura 3.27: Señal temporal del consumo de potencia del cabezal en el corte	124
Figura 3.28: Posiciones de la broca durante el avance	125
Figura 3.29: Consumo de potencia $V_c=250$ m/min , $f_1=0,4$ mm/rev $f_2=0,1$ mm/rev	126
Figura 3.30: Consumo de potencia $V_c=250$ m/min $f_1 =0,4$ mm/rev $f_2=0,6$ mm/rev	126
Figura 3.31: Fuerza de avance a $V_c=250$ m/min, $f_1 =0.4$ mm/rev, $f_2 =0.6$ mm/rev.	127
Figura 3.32: Fuerza de avance a $V_c=250$ m/min, $f_1=0.4$ mm/rev, $f_2=0.1$ mm/rev.	127
Figura 3.33: Definición de las zonas dentro de la Zona de Corte. (a) Caso de una velocidad de avance. (b) Caso de dos velocidades de avance	128
Figura 3.34: Indicadores de formación de rebaba de la señal del consumo de potencia	129
Figura 3.35: Propiedades asociadas a la altura de rebaba: indicadores de rebaba. En este ejemplo se han utilizado dos velocidades de avance.	131
Figura 3.36: Efecto del desgaste de la broca en la altura de rebaba a la salida del	133

agujero	
Figura 3.37: Efecto del desgaste de broca en la rugosidad	134
Figura 3.38: Efecto del desgaste de la broca en el diámetro del agujero	135
Figura 3.39: Tramo del recorrido de la broca en el cual se ejecuta el análisis	136
Figura 3.40: Par de una operación con una broca con bajo nivel de desgaste	136
Figura 3.41: Par de una operación con una broca con nivel de desgaste medio.	136
Figura 3.42: Ejemplo de indicador sensible con el desgaste de la broca	138
Figura 3.43: Evolución de la desviación estándar de la fuerza de avance con la longitud taladrada	139
Figura 3.44: Evolución del valor medio de la fuerza de avance con la longitud taladrada	140
Figura 4.1: Ejemplos de señales con distintos niveles de rebaba	153

INTRODUCCIÓN

1. Motivación

En este trabajo se presenta un método para el taladrado de aluminio en condiciones óptimas, que contribuye a permitir la inserción directa de remaches como elementos de unión permanentes, tras la mecanización del agujero, sin necesidad de operaciones de limpieza o desbarbado de las inter-caras o de las superficies generadas durante el taladrado. La producción de agujeros por mecanizado tiene lugar durante la fase de montaje de las estructuras aeronáuticas, y junto con otras etapas como la limpieza, la inspección y la eliminación de las rebabas de los taladros mecanizados, tienen como misión garantizar la calidad de los agujeros para la introducción posterior de los remaches. De todo el proceso de montaje aeronáutico por remaches, este trabajo se ha centrado en la fase de producción de los agujeros. Los resultados de esta fase tienen implicaciones directas en el resto de las fases y por lo tanto en la globalidad del proceso de montaje aeronáutico por remaches.

Durante la fase de montaje aeronáutico, la producción de agujeros para alojar los remaches de unión se realiza generalmente mediante operaciones de taladrado. La herramienta es una broca que produce la geometría cilíndrica deseada, combinando un movimiento simultáneo de giro cortante con un movimiento de avance en la dirección del eje de rotación.

La operación conocida como taladrado orbital o fresado circular se emplea en mucha menor medida para producir los agujeros de los remaches. En el taladrado orbital el agujero se mecaniza mediante una fresa que describe un movimiento circular, a la vez que avanza en el material en la dirección del eje axial del agujero. El radio final del agujero mecanizado es la suma del radio del movimiento circular más el radio de la herramienta. El fresado circular ofrece algunas ventajas frente al taladrado. La mejor calidad del agujero a la salida del taladro es una de ellas. En materiales metálicos el fresado circular produce rebabas de menor tamaño, mientras que en los materiales compuestos la delaminación de fibras es menor, entendiéndola como la aparición de fibras fuera de la matriz fenólica del material compuesto en la periferia del agujero. Sin embargo, necesita tiempos de proceso mayores y equipamientos de máquina más sofisticados y caros, razones que posiblemente expliquen su reducido empleo. No obstante, algunos fabricantes aeronáuticos defienden el empleo del taladrado orbital para hacer agujeros de gran diámetro en materiales plásticos reforzados con fibras (materiales compuestos), para aprovechar las ventajas de “no delaminación” de las fibras de refuerzo que a) no se rompen a la salida o a la entrada del agujero, o b) no han sido extraídas de la matriz apareciendo como elementos cortantes, que pueden ser el inicio de una degradación del material compuesto o provocar el fallo del remache.

Por todo ello, la operación más frecuente para mecanizar los agujeros de los remaches es el taladrado. Pero esta operación no se realiza sobre un único componente (una capa de material) sino sobre lo que se conoce como *stacks* o materiales multi-capas. Las piezas de un conjunto aeronáutico se colocan en la posición final sobre los utillajes y se mantienen en esa posición con la ayuda de elementos temporales de sujeción. Los

agujeros de inserción de remaches se realizan en esa configuración para garantizar que los agujeros de un componente coinciden exactamente con los agujeros del componente o de los componentes con los que se unirá después. Los agujeros se obtienen mecanizando a un mismo tiempo todos los componentes que el remache unirá. Se taladra una piel a una piel, una piel a una costilla, una piel a un larguero, etc. Esto es lo que se conoce por taladrado multi-capas o taladrado de stacks, esto es, un taladrado que se realiza sobre varios componentes o capas, colocados uno detrás de otro sin espacio en las inter-caras, gracias a la aplicación de una fuerza de compresión a las capas para mantenerlas en contacto durante el taladrado.

Los componentes que se taladran o los componentes que forman las capas, pueden ser de igual o de diferente material. Una piel fabricada en aluminio se une a otra piel fabricada en aluminio, resultando en un taladro multi-capas de aluminio-aluminio; una piel de aluminio se une a un larguero fabricado en material compuesto, resultando un taladro multi-capas fibra de carbono-aluminio. Los multi-capas o stacks más habituales incluyen dos componentes de materiales iguales o diferentes.

Por otra parte, el taladrado de los agujeros puede realizarse manual o automáticamente. En el caso del taladrado manual, muy utilizado aún en nuestros días, los agujeros son realizados con taladradoras manuales que pueden realizar taladros en recto o en ángulo, dependiendo de los requerimientos geométricos del montaje. El operario se sirve de plantillas para el posicionamiento adecuado de los agujeros en el montaje.

El taladrado manual está siendo progresivamente sustituido por el taladrado automático. En el proceso automático, máquinas de distinta morfología y comandadas por control numérico sustituyen las máquinas taladradoras manuales.

Una vez realizado el agujero, y con anterioridad a la inserción del remache, tiene lugar un conjunto de etapas cuyo fin es verificar la calidad del agujero taladrado, proceder a la limpieza de virutas en las inter-caras, chequear la existencia de rebabas y/o delaminación de fibras y en su caso eliminar las rebabas y reparar las delaminaciones de fibra. Para proceder a la ejecución de estas etapas del proceso de montaje aeronáutico, es necesario desmontar los componentes que forman las estructuras aeronáuticas de los utillajes en los que habían sido colocados para la fase de taladrado, y separar los componentes para verificar la no existencia de rebabas ni delaminaciones a la salida de ninguna capa del stack.

Finalizadas las fases de verificación de todos los agujeros taladrados, y de reparación de los agujeros necesarios, los componentes de la estructura aeronáutica se deben colocar nuevamente en el mismo utillaje utilizado para taladrar, se amarran nuevamente de forma temporal y se procede a la inserción de los remaches en los alojamientos preparados en etapas precedentes.

La industria aeronáutica se enfrenta al reto de aumentar la productividad y el grado de automatización de los procesos de ensamblado por remaches. El One Way Assembly u OWA, es la respuesta a estas exigencias de más productividad y más automatización. El OWA pretende reducir el número de etapas del proceso de ensamblado, eliminando la necesidad de las fases de inspección del agujero y limpieza, para lo cual es necesario dar garantías de calidad en la etapa de taladrado. Si se garantiza el mecanizado de agujeros de calidad y se elimina la necesidad de verificar la no formación de rebabas ni de

delaminación, es posible introducir directamente los remaches después del proceso de taladrado. Esto es, el One Way Assembly u OWA, taladra primero y seguidamente coloca el remache en el agujero realizado.

El uso industrial del taladrado OWA en stacks de fibra de carbono es una realidad en la industria nacional. Sin embargo, su aplicación a los stacks de aluminio constituye aun todo un reto tecnológico. Por ello, este trabajo se ha centrado en la optimización del taladrado para su aplicación al OWA de stacks o multicapas de aluminio-aluminio.

Una de las primeras exigencias que el OWA impone al proceso de taladrado es la eliminación de los fluidos de corte o taladrinas, o lo que es lo mismo, la necesidad de emplear técnicas de taladrado seco. Algunos de los materiales empleados en esta industria, ofrecen muchas dificultades a este proceso. Hasta muy reciente, el taladrado en seco de aleaciones de aluminio era considerado un proceso inviable por los muchos problemas que acontecen durante su desarrollo. El desgaste acelerado de la broca es uno de estos problemas, y se debe a la adhesión del material a la herramienta, fenómeno conocido como filo recrecido. Además del problema de desgaste, cuando se taladra en seco aparecen otros problemas como la obtención de agujeros de diámetro mayor al nominal de la herramienta, la peor calidad de la superficie generada por el taladro, así como un mayor riesgo de producción de rebabas de tamaño superior a los requerimientos aeronáuticos.

En la última década, los avances tecnológicos han creado nuevas geometrías de brocas y nuevos recubrimientos de herramienta, que combinados con técnicas experimentales y con técnicas de modelizado del proceso, hacen posible desarrollar el taladrado en seco del aluminio y poder emplearlo en aplicaciones de taladrado OWA.

Además de optimizar del proceso de taladrado seco, para hacerlo viable técnica y económicamente, es fundamental dotar a los medios productivos con sistemas de vigilancia que monitoricen y controlen que todos los agujeros mecanizados satisfacen los requerimientos de calidad de la industria aeronáutica. Es imposible asegurar en un sistema productivo industrial de ese tipo, que no se produce cualquier tipo de evento (desgaste de herramienta, fuerza de apriete de las capas insuficiente, variaciones de rigidez...) que pueda hacer variar los resultados de calidad. Por ello, es preciso disponer de sistemas de monitorización que avisen en aquellos casos en los que hay riesgo de no cumplir con las exigencias aeronáuticas. Los sistemas de monitorización y de control permiten reducir significativamente la etapa de inspección y llevarla a cabo sólo en aquellos taladros que el sistema de control clasifica como agujeros con riesgo de no cumplir los requerimientos de calidad.

El proceso de montaje aeronáutico por remaches, y en concreto la fase de producción de agujeros, está muy lejos de los niveles de optimización deseados en esta industria. La falta de automatización, unida al gran volumen de remaches de una aeronave, justifica la necesidad industrial de optimizar el proceso de taladrado para su aplicación en técnicas OWA en los términos introducidos en los párrafos precedentes.

En términos generales, toda la industria aeronáutica ha experimentado en los últimos años un gran auge. En particular, la industria aeronáutica Europea que viene manteniendo una actividad extraordinaria. A pesar del deterioro gradual de la situación económica global, y del ambiente en el cual las industrias han estado operando,

caracterizado por la evolución del mercado y dos importantes factores: el ratio de cambio euro-dólar y el coste del petróleo, la industria aeronáutica es una de las mayores industrias en Europa. La industria aeronáutica Europea es un sector económico creciente cuya facturación fue 137 miles de millones de euros en el año 2008 y proporcionó empleo a más de 676.000 personas. Comparado con datos de 2007, el crecimiento en facturación es de más del 3%, y el crecimiento en el empleo superior al 4%. Las perspectivas de la industria aeronáutica para la próxima década son de una gran actividad y de un crecimiento continuo y sustancial de las órdenes de compra. Para poder dar respuesta a esta gran demanda, y mantener a la vez los niveles de competitividad, es necesario incrementar su capacidad productiva.

Este es el contexto de este trabajo y precisamente lo que marca la oportunidad del mismo respecto a los fabricantes aeronáuticos que incluyen montajes aeronáuticos y respecto a los fabricantes de bienes de equipo para el sector aeronáutico.

2. Objetivos generales

Los objetivos de esta tesis se derivan del contexto que ha sido presentado en la introducción. Como idea principal, se ha desarrollado una metodología para propiciar la aplicación de técnicas de taladrado OWA, basadas en definir condiciones de proceso óptimas para el taladrado en seco de aluminio aeronáutico, y desarrollar sistemas de vigilancia y monitorización de la calidad del agujero taladrado.

En este trabajo se ha intentando enfocar con rigor científico, un problema de interés industrial por parte de la industria aeronáutica, conjugando los resultados científicos con los resultados de explotación industrial. El interés de la optimización de procesos y la monitorización de los mismo está hoy día fuera de toda duda, dada la necesidad de mejorar los procesos sin perjuicio del coste y de los tiempos de proceso, y dada la necesidad de facilitar la aplicación de métodos de fabricación desatendidos. Y el posible valor industrial se justifica por la importancia que el sector aeronáutico tiene en España, por las perspectivas de actividad estimadas para el sector en la próxima década y por el volumen de la actividad de taladrado dentro de la industria aeronáutica.

Por tanto, los objetivos de partida de este trabajo son:

- Desarrollar una metodología para la definición de condiciones de proceso mejoradas para el taladrado de aleaciones de aluminio aeronáutico.
- Desarrollar un conocimiento profundo de los fundamentos del taladrado en seco abarcando distintos ámbitos de conocimiento, como los recubrimientos, los parámetros de proceso y la geometría de la broca.
- Demostrar la viabilidad de utilizar las señales internas de la máquina como medidas para la monitorización de los procesos, permitiendo así el desarrollo de sistemas de control y monitorización baratos y fáciles de aplicar en entornos industriales reales.

- Particularizar la monitorización basada en señales internas al caso de detección de formación de rebabas de tamaño superior al límite impuesto por las especificaciones del montaje del remache.
- Particularizar la monitorización basada en señales internas al caso de detección de defectos de calidad del agujero debidos a un nivel inadecuado de desgaste de herramienta.
- Validar la metodología en una aleación de aluminio aeronáutica, simulando las uniones de stacks de aluminio-aluminio, que además de ser ejemplo de la metodología, es una aplicación no resuelta y de gran interés.

3. Organización de la memoria

Esta memoria se organiza en cinco capítulos, además del introductorio.

En el capítulo I se abordan los antecedentes y el contexto donde se realiza este trabajo de investigación. En primer lugar se describen los procesos de fabricación aeronáuticos y en especial los procesos de ensamblaje por remaches. Se plantea la situación actual del montaje por remaches y se ofrecen datos que justifican el interés económico de automatizar este proceso. Se introduce el concepto de OWA, o One Way Assembly, como aquel proceso de remachado que simplifica el proceso mediante la eliminación de etapas del proceso actual, por lo cual se pretende el OWA como la estrategia para aumentar la productividad y la automatización del proceso. De otro lado, el remachado OWA impone unos requerimientos y unas demandas tecnológicas al proceso de taladrado que se describen también en este capítulo.

En el capítulo II se analiza el estado del arte de las distintas disciplinas tecnológicas involucradas en el desarrollo de técnicas de producción de agujeros OWA. Se analizan los problemas debidos a la eliminación de fluidos de corte en las operaciones de taladrado y el estado de la técnica de producción de agujeros en seco. Se introducen los modelos de corte y se analiza su potencial para contribuir a la optimización del proceso. Finalmente, los desarrollos y métodos existentes para el control y monitorización en proceso de las operaciones de taladrado son analizados en profundidad en este capítulo.

El capítulo III se dedica a desarrollar la metodología que permite producir agujeros de manera que las técnicas OWA se vean favorecidas. Se optimiza la operación de taladrado mediante un desarrollo experimental soportado en modelos. También se incluye el desarrollo de metodologías para el control de dos de los principales eventos que pueden ocurrir en la industria durante los procesos de taladrado para el remachado, como son la formación de rebabas y el desgaste progresivo de la broca.

El capítulo IV ofrece los resultados de la validación experimental del método desarrollado, en su aplicación a multi-capas de aluminio-aluminio.

En el capítulo V se presentan las principales conclusiones de la investigación, y se da cuenta de las líneas abiertas para su continuación futura. Por último, se recopila la bibliografía utilizada a lo largo de estos años de trabajo.

CAPÍTULO I: EL ENSAMBLADO EN LA CONSTRUCCIÓN AERONÁUTICA

1. Introducción breve a la fabricación aeronáutica

Son muchos y diversos los métodos de fabricación que intervienen en la producción aeronáutica. Los procesos de fabricación por deformación o los procesos de fabricación por arranque de viruta son muy frecuentes en la producción de aeronaves. Estos procesos permiten obtener piezas en diferentes materiales constructivos, que se unirán con posterioridad hasta configurar las estructuras aeronáuticas. Estas estructuras están constituidas por las pieles, fabricadas en aluminio o en material compuesto, que se rigidizan mediante una estructura interna de largueros, larguerillos, costillas y cuadernas, en cuya fabricación se emplean distintos materiales constructivos, como el aluminio, los materiales compuestos, el titanio o el acero.

La Figura 1. 1 ofrece un despiece simplificado de un modelo AIRBUS y la Figura 1.2 el detalle constructivo de un componente, en concreto de un ala.

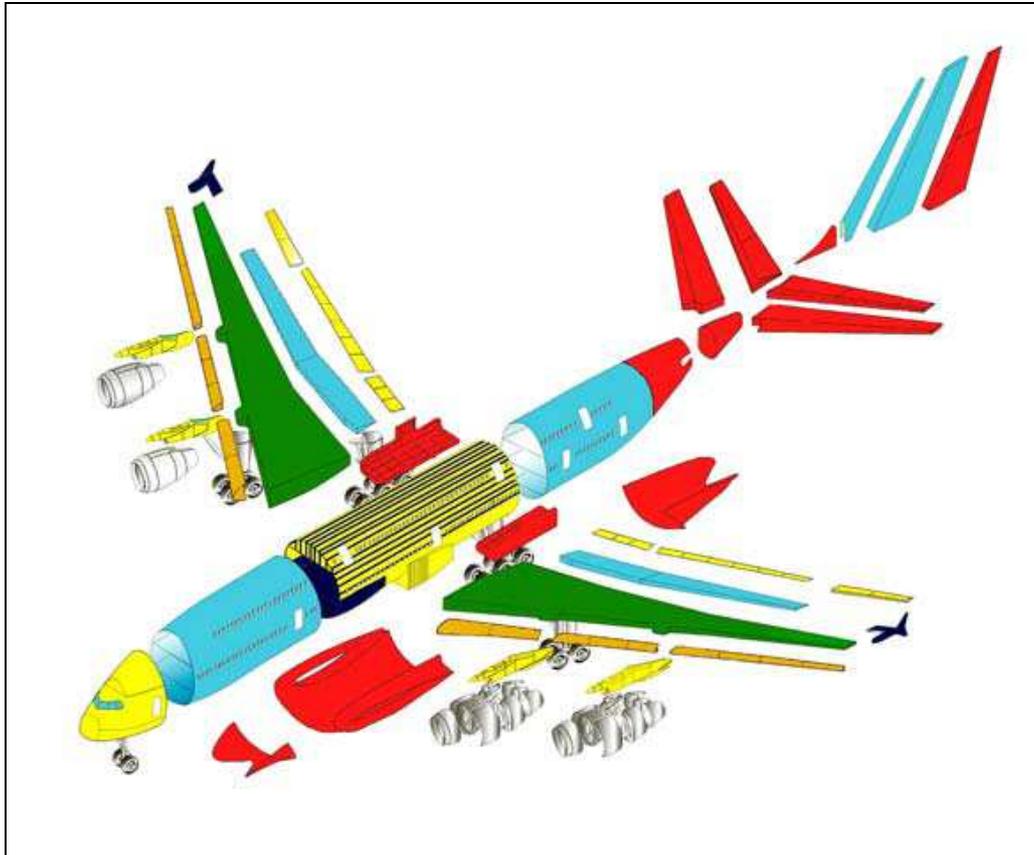


Figura 1. 1: Despiece de un modelo de la familia AIRBUS.

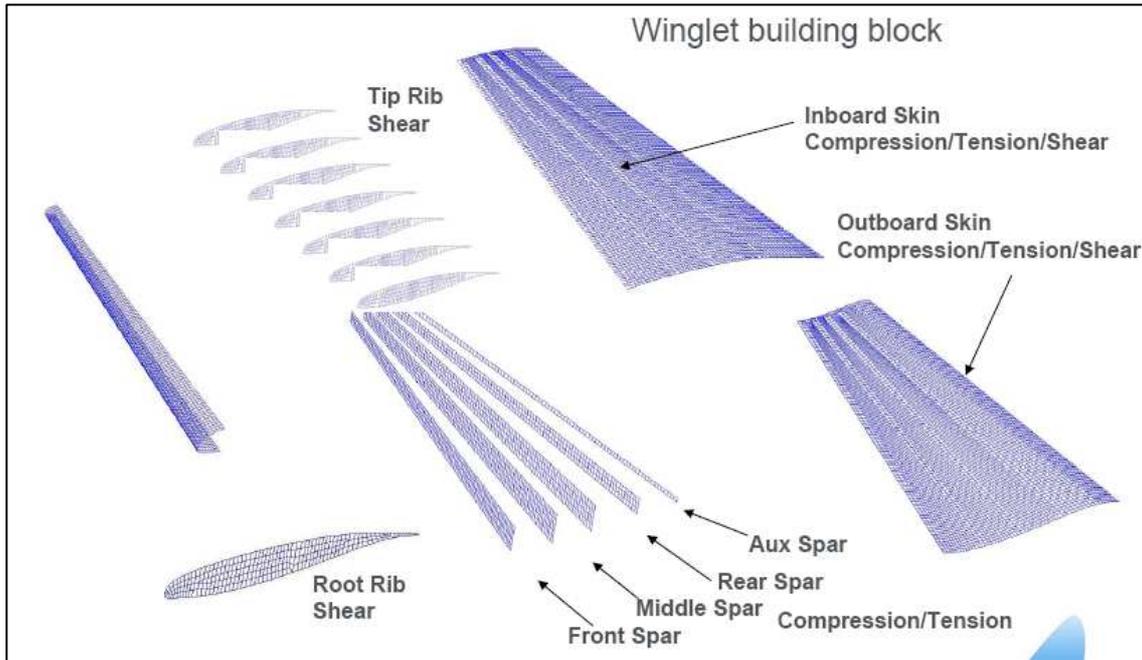


Figura 1. 2: Detalle constructivo de un ala.

La piel o el revestimiento de la cabina de un avión civil se fabrica en aleaciones de aluminio mediante procesos de doblado o conformado. El consorcio AIRBUS, que ha liderado el empleo de materiales compuestos en la fabricación aeronáutica, ha evitado utilizar estos materiales en las zonas del avión presurizadas. Sin embargo, el lanzamiento por parte de BOEING del modelo 787 ha supuesto un hito en el empleo de este tipo de materiales en fabricación aeronáutica y en concreto un hito en su empleo para fabricar las pieles de la cabina. También se observa una tendencia a utilizar materiales compuestos en la fabricación de pieles o revestimientos de las alas, principalmente en los aviones de tamaño medio-grande.

Frecuentemente, tras obtener las pieles con procesos de conformado de chapa, éstas son atacadas mediante fresado químico con el objeto de reducir el espesor en determinadas áreas de las piezas metálicas, y lograr con ello disminuciones de peso globales importantes, buscando la máxima aeronáutica de *peso que no paga no vuela*. Durante el fresado químico, las piezas se introducen en unas bañeras provistas de aguas abrasivas, que atacan localmente las superficies, ya que las zonas en las que no se quiere reducir el espesor han sido protegidas previamente mediante la colocación de unas máscaras capaces de prevenir el ataque químico. La concentración y la composición del agua de las bañeras varían a lo largo del proceso de arranque de material, lo que hace que este proceso sea difícil de controlar, además de ser insalubre para los operarios y contaminante para el medio ambiente. Todo ello está impulsando la sustitución del fresado químico por procesos de mecanizado mecánico. La aplicación de fresado mecánico para reducir el espesor de las pieles ha requerido desarrollar sistemas de control del espesor en tiempo real, como los empleados por el fabricante MTorres, basados en tecnología ultrasónica. Estos sistemas de control en proceso del espesor remanente de la piel, miden este espesor en tiempo real, mediante una onda de ultrasonidos que es transportada y dirigida hasta la pieza por medio de un pequeño chorro de lubricante, y alimentan con esta medida el control numérico de la máquina

para corregir la profundidad de corte. Estos sistemas pretenden garantizar que el espesor final de la piel tras el fresado mecánico sea el espesor deseado.

Posteriormente, las pieles ya deformadas y aligeradas, se someten a procesos secundarios de mecanizado, como el fresado de cantos o recantado. Para llevar a cabo estos procesos, las pieles deben atarse y mantenerse en posición durante el mecanizado. Mención especial merecen los utillajes flexibles cuya posición y geometría es controlada por control numérico. Son sistemas flexibles de sujeción de piezas en el espacio, que evitan la necesidad de diseñar, construir, almacenar y mantener utillajes específicos para cada pieza. Este sistema se diseña bajo un concepto modular que se configura de acuerdo a las necesidades de la pieza. Cada soporte tiene una copa de vacío en su extremo para contactar con la pieza, con capacidad de girar hasta 45° en cualquier dirección. Variando la altura y orientación de cada soporte es posible configurar geometrías distintas cambiando el programa pieza de los utillajes. La Figura 1.3 muestra este tipo de utillaje.



Figura 1. 3: Sistema Flexible de sujeción de piezas Torrestoll® del fabricante MTorres.

Las pieles de la cabina y de las alas, se articulan sobre una estructura de refuerzos formada por costillas, largueros y larguerillos. Para fabricar estos refuerzos se emplean distintos materiales como el aluminio, los materiales compuestos, el titanio o el acero. La selección del material para fabricar estos elementos está condicionada por el nivel de sometimiento a cargas del componente y de la funcionalidad de los mismos. Cuando estos refuerzos son metálicos a veces provienen de perfilaría, pero en otras muchas ocasiones se obtienen mediante conformado por arranque de viruta a partir de material en bruto, para lo cual es necesario eliminar un porcentaje muy elevado del material base en forma de virutas, hasta lograr una estructura monolítica constituida por un cajado de suelos y paredes de reducido espesor, que confieren a las estructuras elevada rigidez combinada con reducido peso. La Figura 1. 4 es un ejemplo de este tipo de componente monolítico.

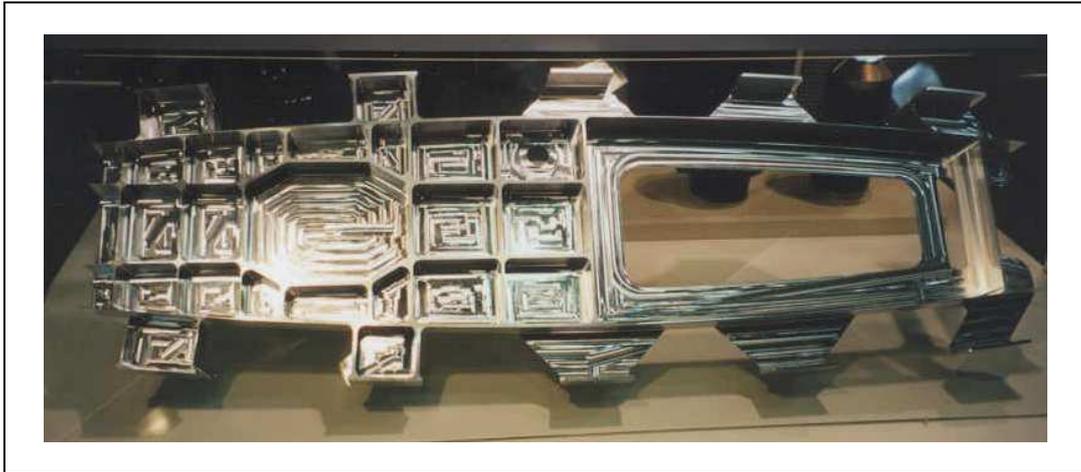


Figura 1. 4: Pieza estructural monolítica de aluminio obtenida mediante fresado.

Tradicionalmente, el material más utilizado en esta industria ha sido el aluminio, pero en los últimos años este material ha ido perdiendo presencia frente a los materiales compuestos. El empleo de los materiales compuestos se ha incrementado notablemente en esta industria, pasando de un 5% de modelo Boeing 737, al 17% en el Airbus 320 lanzado en 1990, llegando finalmente a más del 20% en peso de los materiales compuestos en el Airbus 380. El desarrollo del modelo de BOEING, el Boeing 787, también llamado "Dreamliner" ha supuesto un hito en el empleo de materiales compuestos en el sector aeronáutico, pasando a ser el primer avión de uso civil en el cual se ha empleado materiales compuestos en la mayoría de su construcción y en concreto en el fuselaje. La principal explicación a este aumento del uso de materiales compuestos es la demanda creciente de aviones con un consumo de fuel más eficiente.

Recientemente la inversión tecnológica en materiales compuestos ha sido fuerte. Además, el desarrollo de modelos de avión muy grandes ha favorecido que el porcentaje en el avión de materiales compuestos aumente, ya que es en aeronaves grandes dónde el beneficio del ahorro en fuel por reducción de peso, compensa el coste superior de fabricación de componentes en materiales compuestos. Aunque pudiera parecer que el empleo de aleaciones metálicas de aluminio en la construcción aeronáutica iba a reducirse, diversos factores han hecho que la construcción metálica se mantenga e incluso tenga perspectivas de volver a recuperar parte del terreno que había perdido.

Por un lado, el nivel de automatización alcanzado en la fabricación de piezas de material compuesto es menor que la de las piezas metálicas, y su producción es mucho más cara. Además, la recuperación y el reciclado de las piezas de material compuesto, aspectos que cada vez preocupan más, son tecnológicamente complejos y permanecen aun sin resolver. Por último, el empleo creciente de material compuesto en la industria aeronáutica y también en otras industrias, está haciendo que la materia prima, en concreto las fibras, se encarezcan.

Por otro lado, ante la pujanza de los materiales compuestos y con el propósito de competir con éstos, los fabricantes de aluminio están desarrollando nuevas aleaciones, de propiedades mecánicas, de fabricabilidad y de mantenimiento mejoradas. Además, nuevos procesos de unión, sustitutivos de los procesos de remachado, como la soldadura laser o la soldadura lineal de batido por fricción, permiten fabricar estructuras metálicas

de excelentes propiedades mecánicas y peso reducido, que pueden competir con las estructuras en materiales compuestos.

En esta situación, y a pesar de que con los últimos desarrollos hubiera parecido que el empleo de materiales compuestos iba a imponerse, es posible predecir para los próximos años una fabricación equilibrada metálica - compuesto. Además, en los aviones regionales o aviones de tamaño medio, el sector que está experimentando el mayor crecimiento, se mantendrá la utilización mayoritaria de material metálico.

En la actualidad, las aleaciones más utilizadas son el Al 2024-T3, que se utiliza para fabricar las pieles; el Al 7475-T7351, utilizado frecuentemente para mecanizar los largueros y las costillas y el Al 7475-T6 que se emplea para fabricar costillas de pequeño espesor a partir de perfiles de este material.

Además de las aleaciones de aluminio y de los materiales compuestos, esta industria también emplea otros materiales: aleaciones de titanio por su excelente relación entre resistencia mecánica y peso y por sus propiedades térmicas; las aleaciones base níquel por su excelente resistencia mecánica a temperaturas elevadas y en menor medida los aceros.

2. El proceso de ensamblado de estructuras aeronáuticas

Los componentes aeronáuticos obtenidos mediante las distintas técnicas de fabricación se unen hasta configurar las estructuras aeronáuticas. El método de unión empleado mayoritariamente en esta industria es el remachado.

En la Figura 1.5 se observa a la izquierda una sección del modelo Airbus 350 y a la derecha están dibujadas algunas uniones a realizar. Las uniones de larguerillo a piel aparecen señalizadas mediante una línea de puntos. En la misma imagen las uniones entre las pieles aparecen señalizadas con una línea azul. El detalle de cómo sería una unión por remaches para una zona de esta sección se muestra en la Figura 1.6.

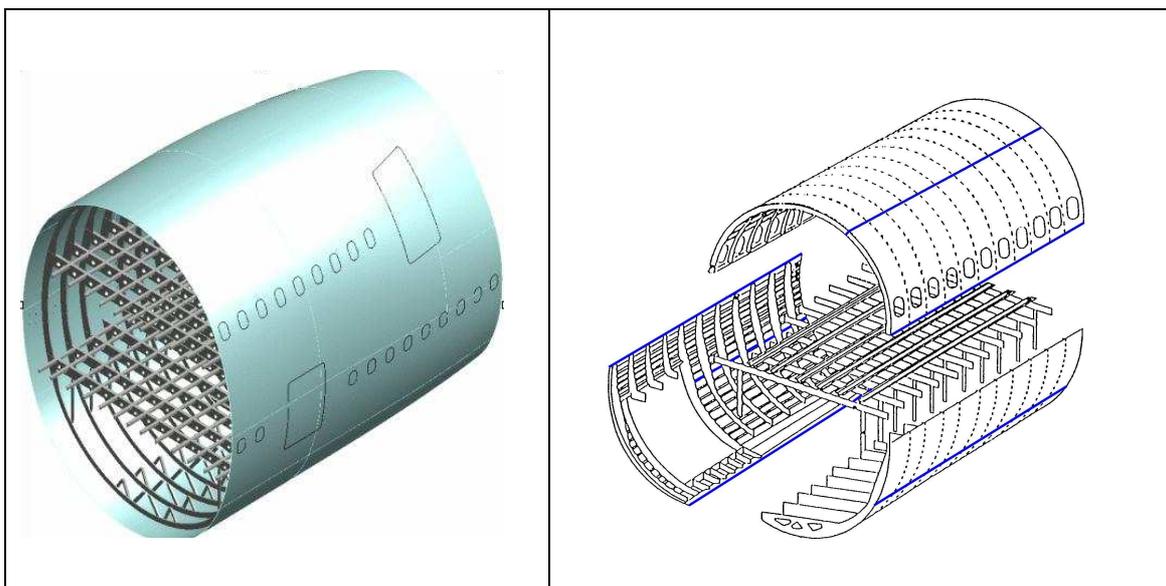


Figura 1. 5: Sección transversal Airbus 350.

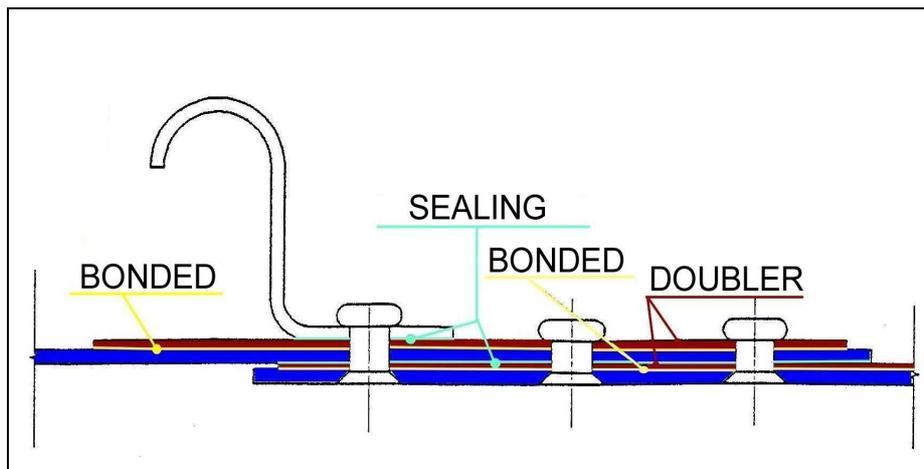


Figura 1. 6: Detalle unión por remaches.

Este sector, en permanente innovación tecnológica, investiga la incorporación de nuevos procesos de unión que sustituyan los procesos de remachado. Las motivaciones principales son el incremento de la productividad y la reducción de peso. En concreto se investiga y desarrolla las uniones mediante procesos de soldadura láser y más recientemente, la soldadura lineal de batido por fricción, en inglés friction stir welding (FSW). La soldadura láser se utiliza para unir por medio de uniones en solape los larguerillos a las pieles, y la soldadura por fricción está en proceso de validación y homologación por parte del consorcio AIRBUS, quien pretende su empleo en uniones a tope de pieles con pieles, ambas en aluminio. En la Figura 1.7 se muestra la misma sección que en la Figura 1.6, en la cual los remaches han sido sustituidos por uniones soldadas. En color rojo se muestran las uniones mediante soldadura láser de los larguerillos a las pieles y en color azul las uniones mediante FSW.

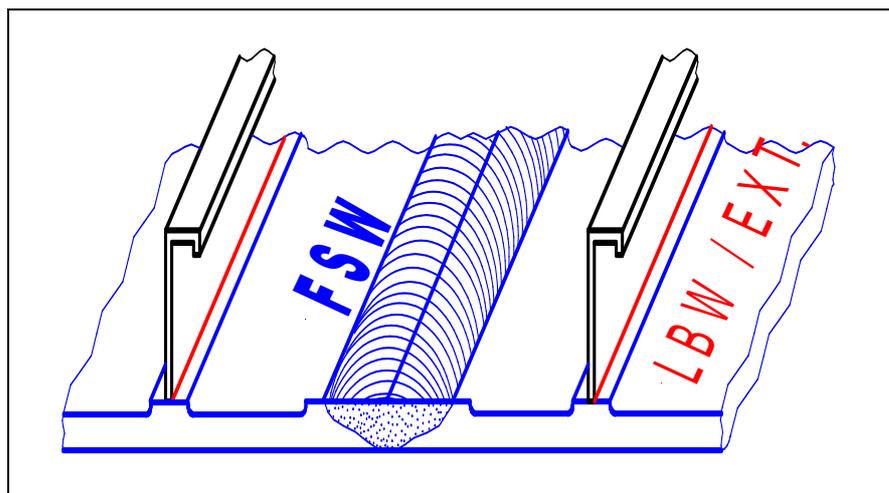


Figura 1. 7: Detalle unión por soldaduras.

La Figura 1.8 muestra un prototipo de piel aeronáutica fabricada mediante técnicas de soldadura FSW. De acuerdo a las valoraciones realizadas por el grupo de investigación de AIRBUS que trabaja en estas nuevas tecnologías de unión, las ventajas de sustituir los remaches por soldadura son importantes. Para cualquier aleación de aluminio, las

uniones mediante FSW tienen una resistencia estática tan buena o mejor que una unión mediante remaches, mientras que el comportamiento a fatiga de estas uniones mejoran hasta en un 50%. Sin embargo, aun no es posible garantizar la calidad en toda la longitud de la unión, el proceso no es lo suficiente repetitivo y en ocasiones aparece un defecto que se atribuye a la mala colocación de la herramienta en la línea de unión.

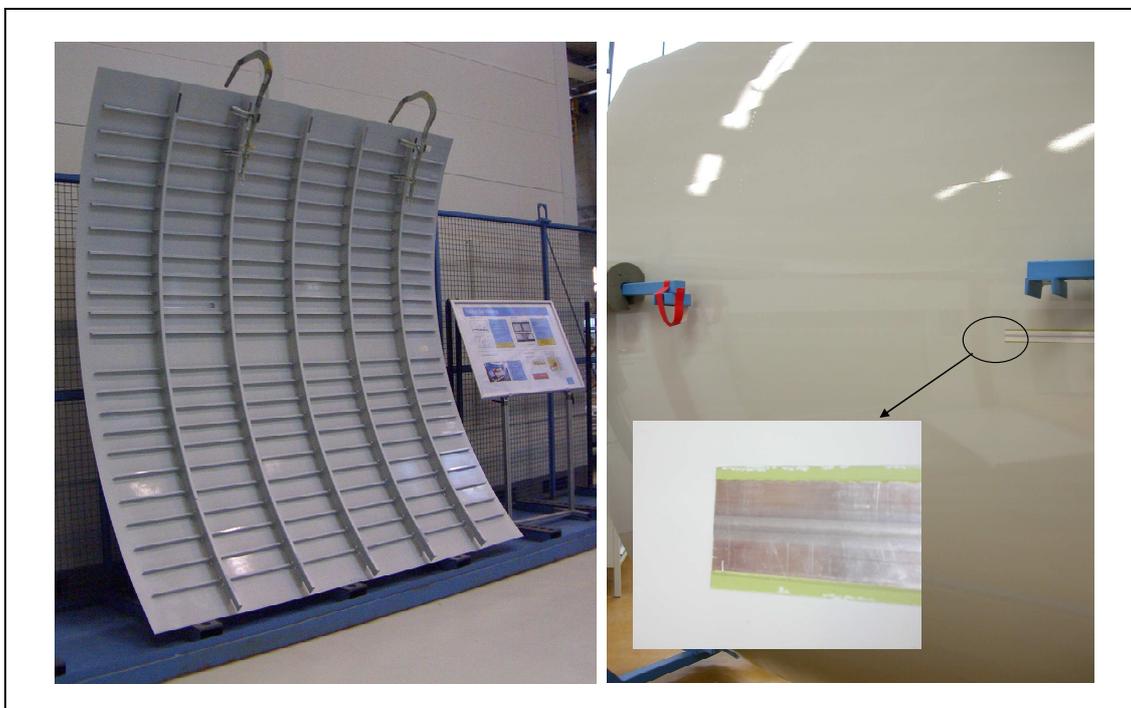


Figura 1. 8: Prototipo de piel aeronáutica soldada mediante FSW.

Sin embargo, a pesar del incipiente empleo de nuevos procesos de unión basados en técnicas de soldadura, el remachado sigue siendo el proceso de unión por excelencia en esta industria. Sin lugar a dudas, de todos los procesos de fabricación que intervienen en la fabricación aeronáutica, el proceso de unión mediante remaches es uno de los procesos más repetidos. Algunos datos que dan idea del volumen de remaches que hay en un avión, son la existencia de 85.000 remaches en un avión de tamaño medio-pequeño. Sólo en el estabilizador se cuentan hasta 15.000 remaches [Rivero, 2003].

3. El proceso de ensamblado por remaches en la actualidad

Tradicionalmente, los procesos de remachado se han realizado manualmente. Aunque en los últimos años, los fabricantes aeronáuticos se han visto obligados a incrementar el nivel de automatización de estos procesos con el objetivo de aumentar la productividad, reducir los costos y garantizar la calidad, y mejorar así la competitividad de las empresas en un entorno de mercado cada vez más competitivo y agresivo.

Los niveles de automatización real del remachado en la industria aeronáutica son muy variables. El espectro de automatización varía desde la producción más manual, en la cual los operarios taladran y avellan los componentes a remachar, mediante máquinas semi-automáticas que fijan a la posición correcta con ayuda de unas plantillas-guía, ver

Figura 1. 9; hasta los niveles máximos de automatización, en los cuales se utilizan máquinas de control numérico tanto para realizar los agujeros como para colocar los remaches ver Figura 1. 10. Un buen ejemplo de elevada automatización en estos procesos, lo constituyen los sistemas de montaje que se emplean en las plantas de Airbus-España para producir los estabilizadores. Estos sistemas están integrados por máquinas de cinemática paralela que se utilizan para taladrar el agujero, inspeccionar su calidad e insertar el remache en uniones de componentes de material compuesto. Aunque en este caso la automatización es máxima, en la mayoría de los casos la intervención humana en actividades de inspección es elevada, tal y como se describirá en párrafos sucesivos, sobre todo cuando los componentes que se unen son de aluminio.

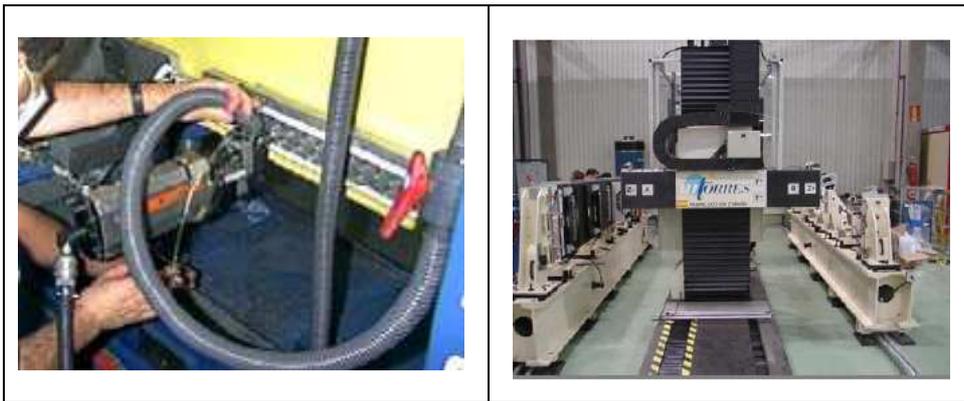


Figura 1. 9: Taladrado semi-automático con plantillas

Figura 1. 10: Taladrado automático con control numérico

Las máquinas actuales de control numérico para taladrado y remachado automático son máquinas de gran tamaño que ofrecen cursos de trabajo también grandes. Esta configuración tiene como objeto alojar las grandes estructuras aeronáuticas. Una ultimísima tendencia en estas máquinas, pasa por configurar máquinas más pequeñas, de cursos de trabajo reducidos, que son capaces de desplazarse sobre los utillajes de las piezas, anclarse en la posición de trabajo y referenciarse respecto a estos utillajes. Estas máquinas más sencillas permiten al desplazarse por los utillajes de las piezas, cubrir espacios de trabajo grandes (Figura 1.11) con una inversión en equipamiento menor y una flexibilidad del mismo mucho mayor. En un futuro, esta arquitectura de máquinas permitirá reducir sustancialmente la inversión necesaria para automatizar los procesos de montaje, aunque en la actualidad este tipo de sistemas está aún en fase de ensayo y de validación.



Figura 1.11: Máquina portable para grandes volúmenes de trabajo.

Durante el proceso actual de remachado, los distintos componentes a unir se mantienen en la posición final del conjunto mediante utillajes específicos. En esa posición se procede al taladrado de los agujeros, a la inspección de la calidad de los mismos y finalmente a la inserción de los remaches. Como los remaches unen varios componentes fabricados en igual o diferente material constructivo, los agujeros para alojar los remaches, se realizan en lo que se conoce como “materiales multi-capa” o stacks, cuyo concepto se explica a continuación. Una costilla fabricada en aluminio puede unirse a una piel fabricada en aluminio, con lo cual el agujero para alojar el remache se realizará en un material multi-capa aluminio-aluminio. Otro ejemplo sería el de una costilla fabricada en aluminio que se une a una piel fabricada en fibra de carbono, en este caso el agujero para alojar el remache se hará en un material multi-capa fibra de carbono - aluminio.

Una vez realizados los agujeros, los componentes se separan y se procede a verificar la no existencia de rebabas a las entradas y salidas de los agujeros, y la no existencia de virutas en las inter-caras. En el caso de su presencia, debería eliminarse cualquier rebaba y debería limpiarse todo resto de viruta con anterioridad a la colocación del remache, ya que en caso contrario, el funcionamiento del remache se vería perjudicado. Posteriormente, a las piezas se les aplica un sellante en las caras de contacto, se vuelven a colocar en la posición de montaje final y se procede a insertar el remache en el agujero. Finalmente, se valida la correcta colocación del remache de acuerdo a las normativas específicas de cada tipo de remache.

A continuación se incluye una descripción detallada del proceso actual de ensamblado en construcción aeronáutica, que incluye las siguientes etapas:

1. *Colocación de piezas en utillaje*: las piezas a unir se colocan y se fijan en los utillajes. Esto es, el revestimiento y sus rigidizadores, se colocan según posición final de la estructura aeronáutica sobre un utillaje específico, en donde las piezas deben ser fijadas en la posición final antes de ser taladradas. Las piezas se fijan mediante agujeros guía en los que se introducen vástagos de tensión (Figura 1.12). Estos elementos permiten obtener un amarre de las piezas adecuado, aunque en algunos componentes es difícil encontrar alojamiento para estos elementos de fijación.

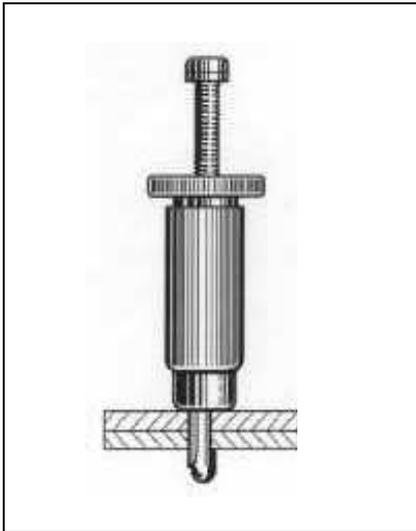


Figura 1.12: Vástago de tensión (Standard Tools Catalog, Saab AB).



Figura 1.13: Montaje de una estructura tipo caja con elementos temporales de fijación.

2. *Mecanizado de agujeros*: se procede a mecanizar los agujeros que posteriormente alojarán los remaches. Estos agujeros se realizan mediante operaciones de taladrado.

3. *Control de calidad*: una vez taladrados los agujeros se chequea que la tolerancia dimensional del diámetro, el acabado superficial y la perpendicularidad satisfagan las exigencias del tipo de remache que han de alojar. Para chequear la tolerancia dimensional del diámetro, se utilizan galgas como la de la Figura 1. 14. La calidad superficial de los agujeros se inspecciona visualmente. Finalmente, se utilizan galgas como las de la Figura 1. 15 para verificar la perpendicularidad de los agujeros.

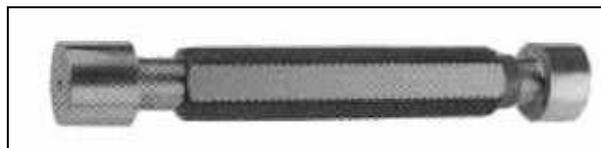


Figura 1. 14: Galga control diámetro (Standard Tools Catalog, Saab AB).

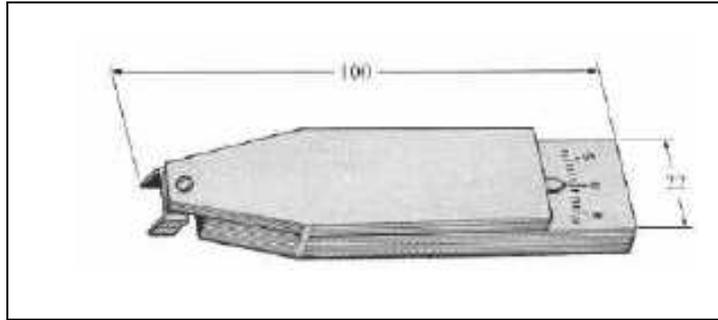


Figura 1. 15: Galga control perpendicularidad (Standard Tools Catalog, Saab AB).

4. *Desmontaje de las piezas*: una vez completadas las operaciones de mecanizado de agujeros, se procede a desmontar los componentes del utillaje, retirando para ello todos los elementos de fijación.

5. *Limpieza y desbarbado*: se comprueba la no existencia de rebabas a ambos lados de los agujeros realizados en materiales metálicos o de delaminación de fibras en los realizados en materiales compuestos, así como la no existencia de polvo o viruta en las inter-caras. En caso necesario, se procede a eliminar las rebabas, reparar las delaminaciones o limpiar las inter-caras.

6. *Aplicación de sellante*: inmediatamente después a la limpieza y desbarbado de las piezas, se aplica sellante en las inter-caras, con el ánimo de asegurar la estanqueidad a la vez que incrementar la resistencia frente a la corrosión. La aplicación de sellante cobra una importancia esencial en las zonas en las que hay combustible.

7. *Recolocación de componentes*: las piezas vuelven a colocarse en los utillajes en la posición final.

8. *Colocación de remaches*: se introducen los remaches en los agujeros.

9. *Control de calidad*: se chequea la correcta colocación de los remaches.

A pesar de la presencia de miles de remaches en una aeronave, la secuencia de operaciones descrita anteriormente pone de manifiesto que esta operación está lejos de ser un proceso optimizado. Por el contrario, el proceso exige en la actualidad un grado de intervención humana tan elevado que hace compleja su automatización.

Hasta épocas muy recientes, la operación de remachado ha sido realizada manualmente. Sin embargo, la preocupación por la automatización es creciente y la inversión realizada a tal efecto ha devenido ya en experiencias de éxito como la referida en párrafos superiores para el remachado de estabilizadores.

El elevado tamaño de las piezas a unir, las estrechas tolerancias, la existencia de normativas y estándares para operaciones manuales y las elevadas inversiones en equipamiento necesarias, son las razones que explican hasta la fecha los bajos niveles de automatización de los procesos de montaje en la industria aeronáutica.

4. Necesidades de mejora del remachado aeronáutico: el ensamblado directo o One Way Assembly

Habida cuenta del elevado número de remaches de una aeronave y de la complejidad del proceso actual de colocación de estos remaches, se entiende que una de las mayores prioridades de la industria aeronáutica, sea aumentar la productividad de los procesos de ensamblado y favorecer la automatización de este proceso. De hecho, la automatización del proceso de remachado es uno de los retos a los que se enfrenta la industria aeronáutica en la actualidad.

Ante este reto, esta industria persigue la implementación de las técnicas que se conocen como One-Way-Assembly (OWA). El principal objetivo del OWA es garantizar la calidad de los taladrados de stacks aeronáuticos y eliminar la necesidad de separar las estructuras aeronáuticas una vez que han sido taladradas. Esta etapa tiene lugar en la actualidad, para proceder a las operaciones de limpieza y de eliminación de rebabas, que se realizan para evitar rebabas y virutas atrapadas entre las superficies de contacto que forman la unión, y que podrían ocasionar fallos a fatiga de la unión.

Este objetivo del OWA, obliga a eliminar el uso de fluidos de corte durante el proceso de mecanizado de los agujeros, ya que su uso obligaría a su posterior limpieza y exige garantizar la producción de agujeros de calidad y sin rebabas.

En términos de proceso, el OWA consiste en eliminar del proceso de remachado descrito anteriormente, la tercera y cuarta etapas y realizar la quinta etapa antes que la primera. Una vez introducidos estos cambios en el proceso de montaje aeronáutico, éste se simplifica y se reduce a las siguientes etapas:

1. Aplicación de sellante en las superficies de contacto de las piezas a unir.
2. Colocación y fijación de las piezas en un utillaje específico.
3. Mecanizado de agujeros.
4. Colocación de los remaches.
5. Inspección de los remaches.

En este proceso OWA, también se pretende que la fase 5 pueda eliminarse o automatizarse, incluyendo en los sistemas productivos sistemas de diagnóstico para verificar la colocación de los remaches de acuerdo a los estándares aeronáuticos.

La implementación del OWA, requiere técnicas de producción de agujeros que garanticen satisfacer un conjunto de especificaciones tales como la consecución de tolerancias de diámetro en torno a 0,05mm., una rugosidad superficial en las paredes del agujero por debajo de 1,6 Ra y una desviación de la perpendicularidad del eje del taladro con la superficie no mayor a 1°. Además, la altura de la rebaba, o en su caso el tamaño de la delaminación de las fibras, en la salida y en la entrada del agujero, deben estar también por debajo de estrictas tolerancias. La altura máxima de rebaba permitida es de 0,05 mm. y no deben existir restos ni de virutas ni de taladrinas en las inter-caras de las piezas.

Por lo tanto, el verdadero reto tecnológico que permitirá la implementación de técnicas OWA, es el desarrollo de técnicas de producción de agujeros que satisfagan estos requerimientos, optimizando la producción de agujeros en materiales aeronáuticos bajo las premisas del OWA.

5. Requerimientos para producir agujeros OWA en procesos optimizados de remachado automático

Si se analizan las etapas del proceso actual de remachado, prestando especial atención a las tareas del proceso que se desean eliminar, es posible establecer los requerimientos para producir agujeros OWA.

5.1 Mecanizado en seco y a alta velocidad

La eliminación de los fluidos de corte es una de las primeras condiciones que se deducen necesarias para poder implementar el OWA, ya que su empleo haría necesario separar las piezas tras el taladrado para proceder a su limpieza.

Sin embargo, la eliminación de los fluidos de corte tiene efectos negativos tanto en lo que se refiere a la vida de la herramienta, como a la calidad de los agujeros mecanizados. Por ello, es necesario concretar planes de contingencia que amortigüen estos efectos negativos. Para ello, es necesario un profundo conocimiento de los fundamentos del taladrado seco.

Otro requerimiento para implementar el OWA es asegurar que el proceso de taladrado se realiza con unas fuerzas de corte axiales que eviten la producción de rebabas en el caso de taladrarse aluminio, ni delaminación de fibras en el caso de taladrarse materiales compuestos. Al mismo tiempo, las fuerzas de corte radiales han de ser en lo posible simétricas, para centrar la broca y garantizar que el agujero cumple las tolerancias geométricas.

Además de reducir el número de etapas del proceso, la optimización del proceso también pasa por acortar los tiempos de las etapas que se mantienen. El empleo de técnicas de mecanizado a alta velocidad, en concreto el taladrado a alta velocidad, ayuda en la consecución del objetivo de aumentar la productividad en la producción de agujeros ya que el aumento de la velocidad de corte acarrea un incremento del caudal de viruta extraído o lo que es lo mismo, menos tiempo empleado para mecanizar el agujero.

En párrafos precedentes se ha visto que la implementación del OWA y la automatización de los procesos de montaje en la industria aeronáutica exigen optimizar los parámetros de proceso de la operación de taladrado. El empleo de parámetros optimizados asegura calidades del agujero compatibles con los requerimientos del proceso de unión por remaches. Sin embargo, también es obligado garantizar que las condiciones de proceso permitan tener una vida de herramienta razonablemente elevada, a pesar del desgaste acelerado que el mecanizado en seco provoca en la broca. La optimización del proceso deberá prestar especial atención a la vida de la herramienta,

tanto por el coste de las herramientas, como por el riesgo de no calidad y por los tiempos muertos introducidos por los cambios de herramienta.

En resumen, los agujeros deberán mecanizarse en ausencia total de taladrinas para evitar la limpieza de las estructuras; en régimen de alta velocidad de corte para reducir los tiempos de ciclo; y empleando herramientas, recubrimientos y parámetros de corte optimizados para producir agujeros libres de rebabas, de elevada calidad superficial y estrechas tolerancias geométricas.

5.2 Monitorización y control del proceso de producción de agujeros

La implementación de las técnicas OWA no sólo requiere optimizar el proceso de producción de agujeros, también requiere desarrollar sistemas productivos capaces de realizar todo el proceso garantizando el cumplimiento de todas las especificaciones de calidad. Por ello, además de optimizar los parámetros del proceso de taladrado, es fundamental dotar a los medios productivos de sistemas de vigilancia que monitoricen y controlen que todos los agujeros mecanizados satisfacen los requerimientos de calidad de la industria aeronáutica. Es necesario desarrollar un conocimiento profundo del proceso de taladrado y utilizar ese conocimiento para controlarlo y asegurar que discurre siempre de forma correcta, en todos y cada uno de los agujeros de la estructura aeronáutica.

En un sistema productivo real es imposible evitar que ocurra algún tipo de evento, como el desgaste de herramienta, fuerza de apriete de los componentes insuficiente, variaciones de rigidez estructurales de un taladro a otro, una discontinuidad en el material, u otros muchos aspectos, que puede hacer variar los resultados de calidad de un agujero a otro.

Actualmente, en muchas estructuras aeronáuticas se instalan un 10%, más remaches que los necesarios por diseño. Aunque encarecen el producto y le añaden peso, la presencia extra de remaches pretende compensar aquellos remaches que pudieran no estar trabajando correctamente. El diseño y fabricación de sistemas productivos capaces de advertir acerca de eventos durante proceso que pudieran afectar negativamente a la calidad de los agujeros, permitirá reducir el volumen de remaches de seguridad instalados en un avión, reduciendo así tanto en coste como el peso.

Los sistemas de monitorización y de control del proceso deberán permitir reducir significativamente la etapa de inspección, e inspeccionar sólo en aquellos agujeros que el sistema de monitorización y control hubiera clasificado previamente como agujeros de riesgo en cuanto a cumplimiento de calidad exigida.

En definitiva, con la optimización de parámetros se pretende evitar errores de proceso en el mecanizado de los agujeros y con las herramientas de monitorización detectar automáticamente los fallos en caso de que se produzcan.

Entre los distintos eventos es especialmente importante controlar los fenómenos del desgaste de la broca y los fenómenos de formación de rebabas a la salida del agujero.

5.2.1 Monitorización del desgaste de la herramienta

Una broca desgastada produce vibraciones que afectan a la calidad de la superficie generada, a la precisión de posicionamiento, a la cilíndricidad y a la rectitud del agujero. Cualquiera de estos defectos de calidad puede invalidar el agujero como alojamiento del remache y hacer que éste una vez insertado, no trabaje de la manera esperada.

El desgaste de la broca también supone un proceso de corte más ineficaz que hace aumentar las fuerzas de proceso y el calor generado. Se incrementa el riesgo de formación de rebabas a la salida del taladro, así como el riesgo de que el diámetro real del agujero sea mayor que el diámetro nominal y esté fuera de tolerancia. En el taladrado de stacks aluminio-aluminio, el efecto debido al desgaste de la herramienta observado con más frecuencia en los entornos productivos reales, es el no cumplimiento de la tolerancia exigida al diámetro. El diámetro medido es mayor que lo esperado cuando la broca está desgastada.

Aunque la vida de la herramienta podría ser estimada con anterioridad mediante métodos experimentales, ésta puede sufrir variaciones importantes aun manteniéndose los parámetros del proceso inalterados. El mecanizado es un proceso no lineal en el cual intervienen distintos fenómenos como la deformación plástica y la fractura del material a cortar, el impacto entre la herramienta y el material y entre la herramienta y la viruta, el contacto continuo e intermitente en distintos puntos y finalmente, la fricción.

El desgaste de herramienta es un proceso progresivo que se hace más visible en los puntos de la broca de mayor diámetro de los filos debido a la mayor temperatura en estos puntos. Sin embargo, incluso bajo condiciones de corte constantes, el desgaste de herramienta es un fenómeno estocástico. Las razones por las cuales varía la vida de la herramienta son las discontinuidades en los materiales de pieza y de la broca, y las inevitables asimetrías producidas en la broca por el proceso de rectificado de los filos de la herramienta. Por todo ello, los cálculos previos de vida de herramienta no dan garantías plenas. Es difícil predecir la vida de la herramienta por lo cual es necesario disponer de métodos en máquina para controlar automáticamente el estado de desgaste de la broca y con ello los defectos en el mecanizado atribuidos al desgaste.

5.2.2 Monitorización de la formación de rebabas

La formación de rebabas y en su caso, la compatibilidad del tamaño de éstas con los requerimientos de la aplicación, es otro evento a controlar.

Las rebabas que se originan durante el proceso de taladrado pueden producir cortocircuitos, desalineamientos y huecos que aceleran enormemente la fatiga de las uniones al favorecer la formación de grietas. Esto hace que tras la ejecución de cada taladrado sea necesario verificar si se han formado rebabas y en su caso, el tamaño de éstas, para proceder a su eliminación antes de colocar los remaches. Precisamente la verificación de existencia de rebabas y su eliminación en caso necesario, es la principal razón por la que el proceso de ensamblado en la industria aeronáutica es prácticamente manual en la actualidad y uno de los mayores impedimentos para el OWA.

En un proceso optimizado de remachado es obligado controlar los fenómenos de formación de rebabas. En especial, si se pretende eliminar las etapas asociadas a la inspección y eliminación de rebabas.

Un problema añadido es que no se conoce hasta qué punto las rebabas producen fatiga [Dornfeld, 1988]. En muchos casos se desbarba en exceso, introduciendo un gasto que no reporta beneficios.

Las propiedades del material, geometría de la herramienta, uso de lubricantes, eficiencia en la evacuación de la viruta y la estabilidad mecánica del dispositivo y del utillaje son los principales factores que influyen en la formación de rebabas [Nichol, 2001]. A estos hay que añadir el desgaste de herramienta, que resulta decisivo [Stein, 1997] y de hecho se utiliza en algunos casos como indicador del desgaste [Lee, 2003].

Aunque los parámetros del taladrado se optimicen para evitar la formación de rebabas, no es posible asegurar que en todos los agujeros mecanizados de acuerdo a esos parámetros optimizados no se formarán rebabas. Por un lado, la herramienta se desgasta lo que modifica el régimen de corte de un agujero a otro. Por otro lado, la propia geometría del conjunto a montar hace que varíen de un agujero a otro las condiciones de rigidez de los taladros, a la vez que varían los elementos a la salida del taladro, que son los que actúan como soporte frente a la fuerza axial, responsable de la rebaba. Así se crea la necesidad de un sistema de control y monitorización de las rebabas con independencia de que los parámetros del proceso del taladrado deban optimizarse para condiciones de mínima rebaba.

CAPÍTULO II: ANÁLISIS DEL ESTADO DEL ARTE DEL TALADRADO PARA SU APLICACIÓN OWA

1. Introducción

En el capítulo primero se han analizado las necesidades de la industria aeronáutica referentes al montaje por remaches. El aumento de la productividad y la automatización del proceso se han identificado como los retos tecnológicos de primer orden en esta industria. A la vez que se ha establecido el one way assembly u OWA, como la estrategia para lograr estos retos.

El OWA persigue mecanizar agujeros que satisfagan los requerimientos de redondez, precisión de posicionamiento y calidad superficial que exige esta industria; agujeros libres de rebabas para poder eliminar los procesos de desbarbados previos a la introducción de los remaches y garantizar que todos y cada uno de los agujeros cumplen los requerimientos exigidos.

En este capítulo se analiza el estado del arte de las distintas disciplinas tecnológicas involucradas en el desarrollo de técnicas de producción de agujeros OWA. Así en el apartado 2 se analizan los problemas debidos a la eliminación de fluidos de corte en las operaciones de taladrado y el estado de la técnica de producción de agujeros en seco. En el apartado 3 se introducen los modelos de corte y se analiza el potencial de estos modelos de corte para contribuir a la optimización del proceso. Se incluye también un modelo mecánico desarrollado dentro de esta investigación. Finalmente, los desarrollos y métodos existentes para el control y monitorización en línea de los procesos de taladrado son analizados en profundidad a lo largo del apartado 4.

2. Técnicas de mecanizado para producir agujeros

De todas las técnicas de producción de agujeros, el taladrado es la más utilizada. A pesar de ser un proceso rápido y económico, es a su vez uno de los procesos de corte más complejos, siendo la principal característica que distingue al taladrado del resto de las operaciones, la variación que sufre la velocidad de corte a lo largo del filo de la herramienta, desde un valor máximo en el punto del filo más alejado del centro de la broca, hasta alcanzar un valor cercano a cero en el centro de la broca, en la zona de la herramienta conocida como filo transversal. En esta zona singular de la broca, el material es empujado, no cortado, por el filo transversal, por lo que se dice que el taladrado combina la operación de corte con la operación de extrusión.

En términos generales, sin restringirse a la industria aeronáutica, el taladrado es considerado una operación complementaria a otros procesos más importantes, aunque en la realidad, el 70% de las virutas de corte se deben a operaciones de taladrado [Jiménez, 2002]

Sí establecemos un orden de prioridad de las operaciones de mecanizado más habituales [Jiménez, 2002] la base de utilización de las herramientas de corte sería la siguiente: taladrado 30%; torneado 20%; fresado 16%; roscado 15%; tallado 6% y 13% en otras operaciones menores.

Por otro lado, las operaciones de taladrado tienen lugar en las fases finales de producción de piezas cuando ya la pieza tiene un gran valor añadido, por lo que cualquier defecto de proceso puede tener importantes perjuicios económicos.

Los datos anteriores reflejan la importancia de la operación de taladrado dentro de los procesos de mecanizado en la industria general. En lo que se refiere a la industria aeronáutica, esta operación de mecanizado es fundamental durante los procesos de montaje mediante remaches de las estructuras aeronáuticas.

Aunque el taladrado es la operación habitual de producción de agujeros, en los apartados siguientes se introducen otras técnicas de producción de agujeros que podrían en el futuro ser las tecnologías base para producir agujeros OWA.

2.1 Producción de agujeros por fresado circular o taladrado orbital

El fresado circular, más conocido como taladrado orbital es una técnica de producción de agujeros, que ha sido objeto de intensa investigación debido a su potencial aplicación en los procesos de unión aeronáuticos.

El fresado circular está basado en mecanizar el material radial y axialmente de forma simultánea. La herramienta, una fresa, gira sobre su propio eje y a la vez alrededor de otro eje excéntrico y paralelo al propio eje de la herramienta, combinando el movimiento de traslación alrededor de este segundo eje excéntrico con un movimiento de avance a través del material; la Figura 2. 1 muestra un esquema de este proceso.

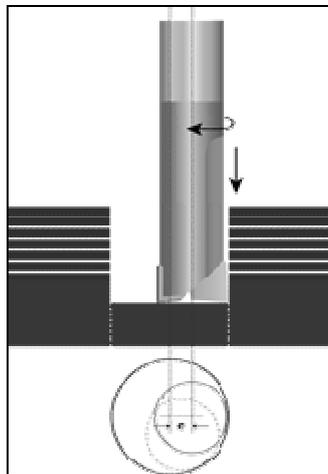


Figura 2. 1: Esquema de fresado circular o taladrado orbital

El taladrado orbital ofrece un conjunto de importantes ventajas con respecto al taladrado tradicional. Una de las más importantes es que la fuerza axial se reduce sustancialmente y disminuye así el riesgo de delaminación de las fibras en los materiales compuesto y el riesgo de formación de rebabas en los materiales metálicos. Además, al ser el diámetro de la herramienta menor que el diámetro del agujero, permite evacuar mejor la viruta y por lo tanto el calor, y finalmente, una misma herramienta puede ser utilizada para mecanizar agujeros de distinto diámetro, lo cual disminuye los cambios de herramienta necesarios y elimina los tiempos muertos asociados a esos cambios de herramienta.

Precisamente, la capacidad de mecanizar agujeros de distinto diámetro con la misma fresa ha propiciado el empleo del taladrado orbital en los procesos de gran productividad del sector de automoción. En este sector, el taladrado orbital se emplea en centros de alta productividad para mecanizar componentes donde es necesario mecanizar agujeros de distinto diámetro. En estos mecanizados, el empleo del taladrado convencional requeriría muchos cambios de herramienta, que introducen muchos tiempos muertos de viruta a viruta y penalizan el tiempo global de ciclo [Rivero, 2002]. La capacidad de evacuar el calor y la viruta del área de corte hacen que el taladrado orbital haga posible el mecanizado en seco incluso para materiales difíciles de mecanizar y lo convierten en una opción interesante para el corte en seco.

La velocidad de corte a emplear depende del material de la fresa y del material que se vaya a mecanizar. La velocidad efectiva de corte, V_C en el punto de mayor diámetro de la fresa viene dado por la expresión 2.1, en donde D es el diámetro de la fresa en mm, y N las revoluciones de la fresa por minuto.

$$V_C = \frac{\pi DN}{1000} (m / \text{min}) \quad (2. 1)$$

El diámetro de la órbita que debe describir la fresa se obtiene con la diferencia del diámetro nominal del agujero y del diámetro de la fresa

$$D_{orb} = D_{agujero} - D(mm) \quad (2. 2)$$

Además de la velocidad de corte, otros parámetros de proceso son el avance orbital y el avance axial, ambos medidos en mm/rev, con los que se obtienen la velocidad de avance orbital, expresión 2.3, y la velocidad de avance axial, expresión 2.4.

$$F_{orb} = f_{orbital} \times N(mm) \quad (2. 3)$$

$$F_{axial} = f_{axial} \times N(mm) \quad (2. 4)$$

Aunque el taladrado orbital ofrece importantes ventajas, sus principales desventajas son los elevados requerimientos que este proceso impone a los accionamientos de los sistemas de fabricación en cuanto a dinámica y precisión, y la limitación en la longitud de los agujeros que pueden mecanizarse con este proceso. La longitud máxima de taladrado, depende de la carrera del motor del eje orbital de los equipos de taladrado orbital. En la actualidad, la profundidad del taladrado orbital está limitada a 40 mm. La rigidez del sistema es también una preocupación, debido a que la deflexión de la

herramienta puede generar vibraciones y por lo tanto, ocasionar agujeros de muy baja calidad, a la vez que acortar la vida de la herramienta.

En los últimos años ha habido desarrollos significativos de cabezales portables para taladrado orbital, que pueden integrarse en estructuras de máquinas de tres ejes o en robots. La empresa sueca NOVATOR ha desarrollado y patentado estos cabezales, cuya integración y aplicación a procesos aeronáuticos es objeto de investigación por parte de muchos fabricantes del sector [US Patent 6 663 327] .

Otra desventaja adicional del taladrado orbital es el mayor tiempo de ciclo por operación. Seguidamente se ofrece un ejemplo comparativo de estos dos procesos de mecanizado, aplicados a un caso real aeronáutico. El ejemplo es parte de los resultados del proyecto de investigación Europeo AHEAD: *New way of manufacturing large non-rigid structures through innovative production systems*, financiado por la comisión europea en el marco de programa Growth (1998-2002). En este proyecto se llevo a cabo una comparativa del taladrado y del fresado circular, para producir agujeros de diámetros 4 y 6 mm., en stacks de aluminio-aluminio y stacks de fibra de carbono-fibra de carbono.

En la Tabla 2. 1 se muestran los parámetros de proceso resultados de la optimización del taladrado de agujeros de diámetro 6 mm. en stacks aeronáuticos de aluminio-aluminio. La longitud total del agujero a taladrar en este caso era de 7,95mm. en un stack de Al-Al compuestos por una capa de aluminio 2024-T3 Clad de 1,6 mm. de espesor con una capa de aluminio 7475-T7351 de 6,35 mm. de espesor. En la parte izquierda de la tabla, se muestran los parámetros de procesos y los resultados de calidad del agujero para un taladro en condiciones optimizadas para satisfacer los requerimientos aeronáuticos.

En la operación de taladrado el parámetro que ha limitado las condiciones de proceso era el tamaño de la rebaba. En este caso, se ha reducido el avance en el tramo final de la longitud del taladro de 0,15 mm/rev. a 0,025 mm/rev. para reducir el tamaño de la rebaba a la salida.

En la operación de fresado circular, el parámetro que ha limitado las condiciones de proceso ha sido la rugosidad de la superficie del agujero. El proceso optimizado sigue una estrategia de desbaste en fresado circular y una segunda pasada de acabado. En la columna derecha de la tabla, se muestra los parámetros y los resultados de las condiciones óptimas del proceso de fresado circular obtenidas en este proyecto.

<i>Taladrado Convencional</i>	<i>Taladrado Orbital</i>
Broca Ø 6mm	Fresa Ø 4mm
Vc=150 m/min	<i>Desbaste:</i>
fr1=0,15 mm/rev	N=24000 rpm
fr2=0,025 mm/rev	velocidad orbital = 382 rpm
	velocidad axial =1,91 mm/s

	<p><i>Acabado:</i></p> <p>N=24000 rpm,</p> <p>velocidad orbital=229 rpm</p> <p>velocidad axial=3,81 mm/s</p>
a. Rugosidad superficial: 0,36 μm	a. Rugosidad superficial: 0,89 μm
b. Tamaño rebaba salida: 36 μm	b. Tamaño rebaba salida: 0-2 μm
c. Tiempo de ciclo: 2,3 s.	c. Tiempo ciclo (desbaste + acabado): 4+2 = 6 s.

Tabla 2. 1: Comparativa de parámetros taladrado convencional – taladrado orbital.

Tras la optimización de ambos procesos para mecanizar un agujero similar, el proceso de taladrado convencional emplea un tiempo de ciclo de 2,3 segundos, frente a un tiempo de 6 segundos empleados en el fresado circular.

El mayor tiempo de ciclo del fresado circular ha contribuido a que un proceso que en un principio y en apariencia ofrecía un potencial elevado de aplicación en los montajes aeronáuticos, no termine de encontrar su nicho de aplicación. En la mayoría de las aplicaciones aeronáuticas, el taladrado convencional es mucho más eficiente. Si en la evaluación de un proceso en su ciclo global, se detecta que hay un tiempo de ciclo significativo dedicado a la separación de los componentes después del taladrado para proceder a limpiar las virutas y eliminar las rebabas, porque no se puede asegurar su no existencia, en ese caso podría pensarse que el taladrado orbital es un buen candidato. Hay operaciones en las que las deficiencias de calidad, como rugosidad superficial excesiva o sobre-dimensionamiento del agujero, pueden explicarse por una evacuación deficiente de la viruta. También en estos casos, el taladrado orbital podría ayudar a superar estos problemas.

El interés creciente en implementar técnicas de taladrado OWA a nivel industrial y la dificultad de desarrollar estas técnicas en stacks metálicos de aluminio ha llevado a considerar el fresado circular como el proceso facilitador de la tecnología OWA. La eliminación de esfuerzos axiales reduce el riesgo de formación de rebabas y también el riesgo de que el apriete entre los componentes durante el taladrado sea insuficiente y puedan quedar virutas atrapadas entre las piezas en la intercara de éstas. Sin embargo hay voces de alarma que se alzan desde mismo sector aeronáutico, atribuyendo un mal comportamiento a fatiga de las uniones cuando los agujeros se obtienen mediante técnicas de fresado circular. El estado de tensiones residuales de un agujero obtenido mediante taladrado orbital difiere del estado de tensiones del mismo agujero obtenido mediante taladrado convencional. En realidad, el taladrado orbital es una operación de fresado, cuyos parámetros principales y en especial la estrategia aplicada: fresado en oposición o fresado en concordancia, influyen en la magnitud y signo de las tensiones residuales generadas. Un estado de tensiones residuales positivo o de tracción, afecta negativamente a la vida a fatiga del componente [Brunet, 1991].

Algunas investigaciones corroboran esta realidad del taladrado orbital y emplazan este proceso en el caso de agujeros de diámetro grande en estructuras de finales o en materiales duros, en los que el cumplimiento de los requerimientos aeronáuticos de rebaba o de delaminación de fibras, obliga a utilizar estrategias de re-taladrado, que incrementan los tiempos de ciclo [Whinnem, 2006].

2.2 Producción de agujeros mediante técnicas láser

El taladrado láser consiste en irradiar la superficie con un haz láser cuya energía es absorbida por la superficie hasta calentar, fundir y vaporizar el material, que es expulsado por el gradiente de presión entre el área irradiada y en entorno.

Esta técnica de taladrado es capaz de producir a alta velocidad agujeros de buena calidad en una gran variedad de materiales, y puede ser en algunos materiales una atractiva alternativa al taladrado mecánico. El taladrado láser permitiría simplificar en extremo los utillajes empleados para mantener el ajuste entre los componentes del stacks y reduciría otro parámetro también crítico como es el tiempo de proceso. Otro aspecto positivo del taladrado láser, es la posibilidad de implementar este proceso en sistemas industriales basados en robots, consiguiendo así un abaratamiento sustancial de los medios productivos. Finalmente, el taladrado láser es un proceso limpio en lo que se refiere a formación de virutas y a reducción de la contaminación acústica.

Los beneficios del taladrado láser han sido muy atractivos para algunas industrias que emplean materiales termo-resistentes de difícil maquinabilidad, como la industria aeronáutica y la industria energética. En estas industrias, el taladrado láser se aplica al mecanizado de agujeros de pequeño diámetro para la refrigeración y lubricación de componentes para motores y turbinas. Probablemente, la aplicación más común del taladrado láser sea producir agujeros de pequeño diámetro 0,3 - 0,8 mm. en componentes críticos de turbinas.

Sin embargo, durante el taladrado láser pueden ocurrir cambios micro-estructurales en la zona afectada térmicamente causados por las elevadas temperaturas que se alcanzan en el material durante el proceso. Ese aspecto dificulta la homologación del proceso para producir los agujeros para inserción de remaches en los procesos de montaje aeronáuticos. Además, los materiales empleados en estas estructuras tienen una maquinabilidad apropiada para procesos mecánicos de corte.

No obstante, algunos investigadores tratan de desarrollar el taladrado láser de materiales estructurales aeronáuticos como el aluminio 2024 y los materiales compuestos de fibra de carbono. En los primeros, afrontando los problemas de cambio de fase en la zona afectada térmicamente [Araujo, 2003] y en los segundos, el problema del quemado de la resina en el entorno del agujero mecanizado por láser [García, 2004]. El quemado de la resina se debe al calor transportador hasta la misma por las fibras, debido a la elevada conductividad térmica de éstas. Ambos problemas son de difícil resolución, y requieren todavía de arduo desarrollo por parte de la industria aeronáutica y de la comunidad de investigadores involucrados en el desarrollo de este proceso.

Sin embargo, desarrollos recientes ofrecen perspectivas más favorables con respecto a esta nueva tecnología de producción de agujeros. Guiar el rayo láser mediante un chorro

de agua a presión permite además de un enfriamiento rápido de la zona de corte evacuar el material cortado [Yang, 2009].

Los últimos desarrollos en el proceso han aportado avances sustanciales con respecto al potencial de esta tecnología de producción de agujeros para ser utilizada en los montajes por remaches.

2.3 Producción de agujeros mediante taladrado

2.3.1 Tecnología del taladrado

El taladrado es el proceso estándar para producir agujeros y es además el proceso de mecanizado más frecuente. El taladrado es un proceso de corte en el cual la herramienta, llamada broca, combina un movimiento simultáneo de giro cortante con un movimiento de avance en la dirección del eje de rotación.

En las brocas se distinguen el filo transversal y los filos principales, normalmente dos, pero también hay brocas con tres y cuatro filos principales. El filo transversal resulta de la intersección de las superficies de los flancos de la broca o filos principales. La misión del filo transversal es separar los filos principales e incrementar así la rigidez de la broca previniendo su ruptura. El área adyacente al filo principal es muy pequeña comparada con los filos principales de la broca, y la velocidad tangencial a lo largo de este filo es muy baja, dada la proximidad con el eje de rotación de la broca. Esto permite considerar que este filo no corta el material sino que lo aplasta en la dirección axial de avance de la broca.

Comparado con el fresado orbital, el taladrado no produce fuerzas en dirección radial, lo que permite mecanizar agujeros de mayor longitud y menor diámetro, es menos exigente en cuanto a las prestaciones de máquina y por lo general, para mecanizar un agujero de un diámetro determinado, emplea menos tiempo de proceso. Por todo ello, el taladrado sigue siendo el método más empleado para producir los agujeros que han de alojar los remaches.

La velocidad de corte, V_C en m/min. y el avance por vuelta, f en mm/rev. son los dos parámetros principales que definen esta operación. La velocidad de corte depende del material de la broca y del material que se vaya a taladrar. La velocidad de rotación del eje de la herramienta se mantiene constante durante cada una de las operaciones, pero la velocidad efectiva de corte, V_C varía a lo largo del filo principal de la broca, siendo cero en el centro del filo transversal y aumentando linealmente con el radio para el resto de los puntos de la broca, de acuerdo a la expresión (2.5), en donde r es la distancia de un punto del filo principal al eje de la broca, D es el diámetro de la broca y N las revoluciones de la broca por minuto.

$$V_C(r) = \frac{\pi r N}{1000} (m/\text{min}) \quad 0 \leq r \leq D \quad (2.5)$$

La variación de la velocidad de corte a lo largo del filo principal y en particular la singularidad de velocidad de corte nula en el centro de la broca, es una característica

propia de la operación de taladrado, que distingue esta operación del resto de las operaciones de mecanizado y que hace que esta operación combine el corte con la extrusión de material en la zona del filo de radio cero, conocido como filo transversal. Cuando la broca avanza a través del material, se producen fuertes presiones en ese punto singular de velocidad de corte cero, por lo que el filo transversal contribuye de modo notable a la magnitud de la fuerza de avance.

Si la fuerza de avance, o la fuerza en dirección axial, es demasiado grande se pueden delaminar las fibras cuando se taladran materiales compuestos, o se pueden formar rebabas de gran tamaño cuando se taladran materiales metálicos como el aluminio. Además, las desfavorables condiciones de corte del centro de la broca pueden generar un exceso de calor, máxime en ausencia de fluidos de corte. El calor acelerará el desgaste de la herramienta e incidirá negativamente en otros parámetros de calidad del agujero, como la tolerancia en el diámetro.

El avance por vuelta, f (mm/rpm), depende principalmente del diámetro de la broca. Las brocas de mayor diámetro permiten mayores avances. A veces se suele hablar de avance por filo f_f , que para cada broca se obtiene dividiendo el avance por vuelta por el número de filos que tiene la broca n_f , expresión (2.6).

$$f_f = \frac{f}{n_f} (mm / filo) \quad (2.6)$$

La velocidad de avance, F , con la cual la broca atraviesa el material se obtiene por aplicación de la expresión (2.7)

$$F = fN (mm / min) \quad (2.7)$$

El ancho de viruta sin deformar se calcula con la expresión (2.8), donde k_t es el ángulo de punta de la broca.

$$e = f_f \sin k_t (mm) \quad (2.8)$$

Finalmente el caudal de viruta de la operación de taladrado, Z_w medido en cc/min se obtiene de la expresión (2.9).

$$Z_w = \frac{\pi D^2}{4} fN \quad (2.9)$$

2.3.2 Geometría del taladrado

La broca es la herramienta que se utiliza para taladrar. Las brocas varían mucho en forma, dimensión y tolerancia, y aunque existen varios modelos, la broca helicoidal (o twist drill) es la más conocida de todas. A pesar de ser la broca más popular, incluso dentro de las brocas helicoidales hay muchas variantes, referidas tanto al número de filos de que consta la broca, como a características geométricas de la misma tales como el ángulo de la hélice, el ángulo de incidencia, el ángulo de la punta, el estilo de la punta, etc.

En los párrafos siguientes se describen las brocas helicoidales y los principales parámetros de diseño de estas brocas. Las brocas constan de tres partes principales: mango, cuerpo y punta (ver Figura 2. 2).

Mango:

Sirve para sujetar y accionar la broca, principalmente se utilizan mangos cónicos y cilíndricos. Las brocas de diámetro pequeño utilizan mangos rectos, mientras que las de mayor diámetro requieren otras geometrías de mango para asegurar una buena alineación y guiado. El diseño del mango y del atado al eje de la máquina es muy importante ya que afecta a la redondez del agujero y a la rigidez de la herramienta y limita la velocidad máxima de la broca.

Cuerpo:

Se extiende desde el mango hasta la punta de la broca y contiene las ranuras que son unos canales a lo largo del cuerpo y que sirven para que el lubricante llegue a la zona de contacto viruta/herramienta y para desalojar y evacuar la viruta.

Punta:

Se compone de uno a cuatro filos unidos por un filo transversal que pasa por el centro y que rigidiza el resto de los filos previniéndolos de la ruptura. Las brocas más frecuentes son las de dos filos. Las brocas con más de dos filos están indicadas para el mecanizado de agujeros de tolerancias más estrechas. El filo transversal es la zona con velocidad de corte casi cero. Este filo más que cortar, extruye el material, contribuyendo sobre todo a la fuerza de avance y muy poco al par. Por ello, ejerce una gran influencia en la formación de rebabas. Los filos de corte eliminan el material y son los responsables de la mayor parte del consumo del par, aunque también contribuyen a la fuerza de avance debido al ángulo de punta.

La geometría de una broca es muy compleja, tal y como se recoge en la Figura 2. 2, en donde se muestra detalladamente la geometría que caracteriza a una broca helicoidal de dos filos.

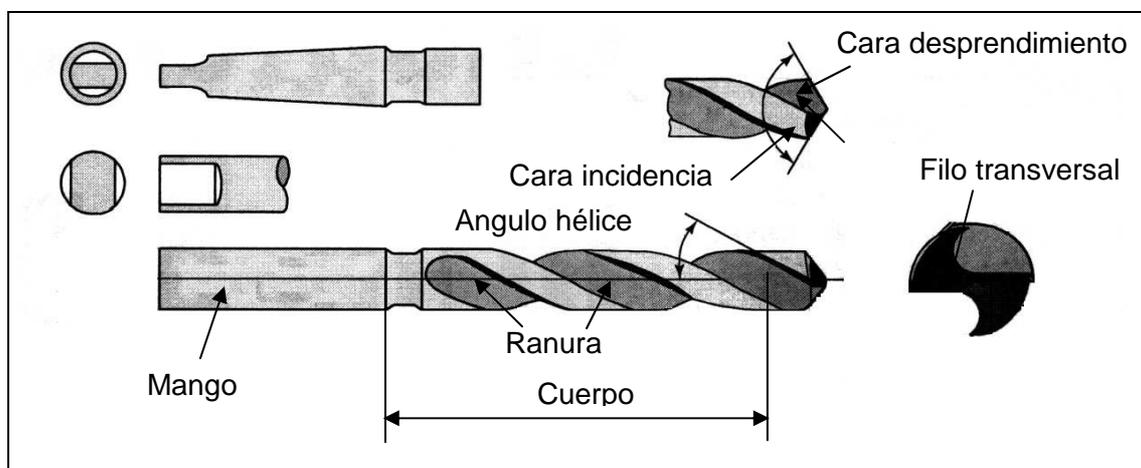


Figura 2. 2: Partes de una broca helicoidal.

Los valores geométricos típicos que identifican una broca, de acuerdo a los manuales y a los estándares típicos son:

- el diámetro nominal, D
- el ancho del filo transversal, $2W$
- el ángulo de la hélice, γ
- el ángulo de punta, $2\kappa_t$
- el ángulo del filo transversal, Ψ
- el ángulo de incidencia, α

En los párrafos siguientes se describen en más profundidad algunos de estos parámetros geométricos.

Ángulo de punta:

Es el ángulo existente entre los filos principales de la broca, cuya longitud está inversamente relacionada con este ángulo. Para que el corte sea eficaz los filos deben presentar el mismo ángulo respecto al eje de la broca y tener la misma longitud. La magnitud de este ángulo varía según el tipo de material que se vaya a mecanizar, desde 115° - 120° para taladrar materiales compuestos, 130° para taladrar aleaciones ligeras en régimen de alta velocidad o hasta 150° en el caso de brocas de tres filos. Siendo el ángulo de 118° el más utilizado para uso general. En términos generales, cuando este ángulo se reduce, lo hace también la fuerza de avance pero aumenta el par de la operación.

Ángulo de la hélice o ángulo de desprendimiento (γ):

El ángulo de la hélice es el ángulo existente entre el filo que se alarga a lo largo del cuerpo y el eje de la broca. Se tienen distintos valores en función del material que se vaya a mecanizar. Un valor típico para este ángulo es 30° . Brocas con ángulos de hélice bajos, en torno a 12° , se emplean para taladrar materiales de difícil maquinabilidad. Mientras que las brocas con ángulos de hélice grandes, de aproximadamente 40° , se emplean para cortar materiales de bajo límite elástico como el aluminio, el magnesio, el cobre y los plásticos. Otros valores típicos para este ángulo son 20° para taladrar aluminio en seco, ó 30° para taladrar los materiales compuestos. Del valor del ángulo de la hélice depende la eficiencia en la evacuación de la viruta, ya que ésta sale siguiendo el ángulo de la hélice. Este ángulo influye también en la formación de las rebabas que se producen a la entrada del agujero durante el retroceso de la broca. El valor del ángulo de desprendimiento también depende del ángulo de la hélice. Si aumenta el ángulo de la hélice aumenta el ángulo de desprendimiento y disminuye el par y la fuerza de avance necesarios para la operación de corte. El ángulo de desprendimiento varía a lo largo del filo principal. En las zonas del filo principal cercanas al eje axial de la herramienta, el ángulo de desprendimiento toma valores negativos, y va aumentando a lo largo del filo principal, hasta alcanzar

un valor similar al ángulo de la hélice en el extremo del filo o en el punto de mayor diámetro.

Ángulo de incidencia (α):

Es el ángulo del filo principal medido entre el flanco o cara de incidencia y el plano normal al eje de la broca. Este ángulo permite a la broca penetrar en el material y se mantiene entre valores en torno a 6° y 8°. Aunque este ángulo también varía a lo largo de los filos principales, y toma valores muy positivos en las zonas del filo cercanas al eje hasta la broca.

Ángulo de filo (β):

Es el ángulo del filo entre la cara de incidencia y la cara de desprendimiento. Normalmente el ángulo de filo es pequeño con los materiales blandos, y grande con los materiales duros.

En una broca, el ángulo de la hélice, o ángulo de desprendimiento, y el ángulo de incidencia varían a lo largo de la longitud de los filos, esto es, varían con la distancia radial desde un punto del filo al eje de la broca, cuando esa distancia es medida en un plano normal al eje de la broca. La coordenada radial normalizada de un punto en el filo de una broca (ρ), se define como la relación entre la distancia radial (r) y el radio de la broca (R), por lo tanto esta coordenada toma valores entre 0 y 1. Las ecuaciones que describen la variación de los parámetros geométricos del filo de una broca, en función de la coordenada radial normalizada, han sido establecidas por distintos investigadores [Agapiou, 2003]. Una interesante característica de estas ecuaciones es que para dos brocas de la misma familia y de diámetros diferentes, estos ángulos tienen idénticos valores para puntos que tienen la misma coordenada radial normalizada. Esto se conoce como semejanza de las brocas y es un aspecto interesante a tener en cuanto en lo que se refiere a la generación de modelos de corte tal y como se verá más adelante en este trabajo.

La geometría de corte varía a lo largo del filo. La variación es importante en el ángulo de desprendimiento, que toma valores negativos cerca del centro de la broca y valores positivos grandes en la parte externa de la broca. Este ángulo grande positivo, junto a valores elevados de velocidad de corte, hacen que el corte sea mucho más eficiente en las zonas de los filos de coordenada radial elevada. El ángulo de incidencia también varía a lo largo del filo disminuyendo según aumenta la coordenada radial.

Las brocas de tres filos de corte (Figura 2. 3) se utilizan para mecanizar aluminio, fundición y otros metales no férricos, El diseño de esta broca se basa en tres facetas que proporcionan un excelente rendimiento, y que además ofrece un buen centrado debido a que los tres filos proporcionan un guiado extra, además de una excelente evacuación de la viruta. Estas brocas permiten mecanizar agujeros con muy buen acabado superficial y muy buenas tolerancias de redondez y en diámetro. El filo transversal en las brocas de tres filos acostumbra a tener una longitud del 5% del diámetro. Pero en algunos diseños, y cuando la broca está destinada al mecanizado de materiales dúctiles y no férricos, el filo transversal se adelgaza mucho haciendo que uno o dos de los filos principales se prolongue hasta el centro de la broca. También es posible un re-afilado del filo transversal que reduce a la mínima expresión el filo transversal, que consiste en unir los tres filos principales en una forma piramidal mínima. Se consigue así una reducción

sustancial de la fuerza de avance, pero tiene como principales inconvenientes que el centro de la broca es muy débil para materiales duros y que el ángulo de desprendimiento toma valores muy negativos en el centro de la broca.



Figura 2. 3: Broca de tres filos

3. Análisis de los efectos derivados de la eliminación de los fluidos de corte durante las operaciones de taladrado

Durante el proceso de corte, la herramienta elimina parte del material de la pieza, en un proceso en el cual tiene lugar una intensa deformación plástica a velocidades de deformación elevadas, que genera gran cantidad de calor. Además de este proceso de deformación plástica, también se produce calor por la fricción entre la herramienta y la pieza. Así, las fuentes de calor son la deformación plástica en la zona de cizalladura, la fricción entre la viruta y la herramienta al deslizarse la primera sobre la segunda y la fricción entre la herramienta y las nuevas superficies generadas.

En el mecanizado a alta velocidad el 97% de la energía mecánica que se genera en el corte se convierte en energía térmica. El 80% del calor se genera en la zona de cizalladura, del cual el 75% se evacua a través de la viruta y el 5% restante por la pieza. Un 18% de esa energía térmica producida se origina en las interfaces viruta-herramienta y otro 2% en las interfaces pieza-herramienta [Celaya, 2002].

En lo que respecta a las condiciones térmicas, la operación de taladrado presenta particularidades con respecto a otras operaciones de mecanizado como el torneado o el fresado. La propia geometría de la operación dificulta la evacuación de un importante foco de calor como es la viruta. Ésta se forma en la punta de la herramienta, al final del agujero, y permanece en contacto con la herramienta durante una distancia que es suficiente para aumentar la temperatura de la herramienta. En muchas operaciones de taladrado, la temperatura de la herramienta no se estabiliza nunca y continua creciendo a lo largo de toda la longitud del taladro [Kelly, 2002]. Además, cuando se mecaniza en seco, esto es, en ausencia de fluidos de corte, las condiciones en las caras de contacto se vuelven aún más severas.

El fluido de corte tiene tres funciones fundamentales en el mecanizado, i) refrigerar el calor generado durante el proceso de corte, ii) lubricar el área de contacto entre la viruta y la herramienta y iii) ayudar a evacuar las virutas de la zona de corte.

Si bien en todas las operaciones de mecanizado se han utilizado fluidos de corte, su empleo ha sido especialmente generoso en las operaciones de taladrado de aleaciones de aluminio, debido a las particularidades geométricas de la operación, ya descritas en párrafos precedentes, que provocan que los efectos térmicos en el taladrado sean más severos que en otras operaciones de mecanizado.

En términos ecológicos, el mecanizado en seco es una obligación de las empresas, que deben implementarlo para cumplir las leyes de protección medioambiental y salud laboral que persiguen el desarrollo sostenible a la vez que la mejora de las condiciones de seguridad y salud en el trabajo. Las ventajas del mecanizado seco incluyen: la no contaminación de la atmósfera y del agua; la no generación de residuos de fluido que se refleja en una reducción de los dispositivos para tratamiento de virutas y una reducción de los costes de limpieza; no peligro para la salud en forma de daños en la piel y alergias. En términos económicos, el mecanizado en seco ofrece la posibilidad de disminuir los costes de producción debido a la eliminación de dispositivos para la gestión y tratamiento de la taladrina. El uso de fluidos está cada vez más restringido por nuevas normativas y es al mismo tiempo, cada vez más caro, por lo que no hay otra alternativa que considerar el empleo de técnicas de mecanizado en seco.

Si bien la eliminación de los fluidos de corte, presenta importantes ventajas económicas y medio-ambientales, también acarrea inconvenientes que se derivan de eliminar las funciones de la taladrina en el mecanizado, tales como la evacuación del calor generado, la lubricación de las inter-caras viruta-herramienta y pieza-herramienta y la extracción de las virutas.

Por todo ello, el primer efecto de eliminar el fluido de corte es el incremento de la temperatura en la zona de corte que incidirá negativamente muchos aspectos del proceso:

- La vida de la herramienta se reduce debido a la aceleración de los mecanismos de desgaste de herramienta con la temperatura [Calatoru, 2008].
- Las fuerzas de corte son mayores debido, entre otros, al aumento de la fricción entre las superficies en contacto. Las deformaciones en las herramientas y/o en la pieza se incrementan y dificultan la obtención de piezas precisas.
- Las piezas sufren deformaciones térmicas por el aumento de la temperatura, que agravan el problema de la precisión en el mecanizado en seco y producen errores de forma, errores de posicionamiento y especialmente errores en el diámetro del agujero.
- Las temperaturas del proceso pueden alcanzar niveles inaceptables que conllevan cambios en las propiedades mecánicas de las piezas.

Los nuevos materiales de herramienta, los últimos desarrollos en recubrimientos y las geometrías optimizadas de las herramientas, han permitido dar soluciones a los problemas debidos a la eliminación de los fluidos de corte y han posibilitado la

implantación progresiva de procesos de mecanizado seco. El fresado en seco de los aceros y las fundiciones, es una realidad ya madura en las industrias de moldes y matrices, en dónde la eliminación de lubricantes no ha impactado negativamente en la productividad y calidad de esta industria.

En el taladrado la ausencia del lubricante crea problemas de mayor calado que en los procesos de fresado. La geometría específica de esta operación hace aún más difícil la evacuación de la viruta y del calor. Estos problemas se agudizan aun más en el caso de algunos materiales de punto de fusión más bajo, como las aleaciones de aluminio.

Además del desgaste prematuro de la herramienta y de la pérdida de precisión dimensional de los procesos de mecanizado en seco, en el caso específico del taladrado hay que contemplar un riesgo mayor de formación de rebabas. El aumento de las fuerzas de corte, en este caso de la fuerza de avance responsable de la rebaba, combinado con una pérdida de resistencia del material de la pieza, como consecuencia de incremento en la temperatura explican este riesgo.

Kelly et al. en su investigación [Kelly, 2002] acerca del mecanizado bajo lubricación mínima o en seco de aleaciones de aluminio, concluyeron que, con la tecnología disponible en la fecha de sus investigaciones, era imposible taladrar en seco las fundiciones de aluminio debido a que la vida de la herramienta era tan baja que sólo permitía mecanizar pocos agujeros antes del fallo de la broca. Estos investigadores detectaron que las causas que hacían imposible taladrar en seco estos materiales eran su elevada conductividad térmica, su alto coeficiente de expansión térmica y su bajo punto de fusión. Otros investigadores ya habían llegado a conclusiones similares [Klocke, 1997].

Obtener agujeros de buena calidad en aleaciones de aluminio mediante técnicas de taladrado seco, es un reto tecnológico de primer orden que exige combinar la tecnología disponible para poder garantizar la aplicabilidad industrial de la operación. Los agujeros obtenidos mediante taladrado en seco tienen una calidad superficial inferior a aquellos agujeros obtenidos con fluidos de corte, a la vez que presentan errores en geometría debido a las distorsiones térmicas [Hann,1997]. Hay que rediseñar el proceso, de forma que se minimicen los efectos debidos a la ausencia de lubricante, ver Figura 2.4, principalmente en lo que se refiere a favorecer la evacuación de la viruta y limitar la generación de calor. En efecto, investigaciones previas han establecido que estos dos aspectos, son las claves para el éxito del taladrado en seco de aleaciones de fuselaje [Klocke,1998].

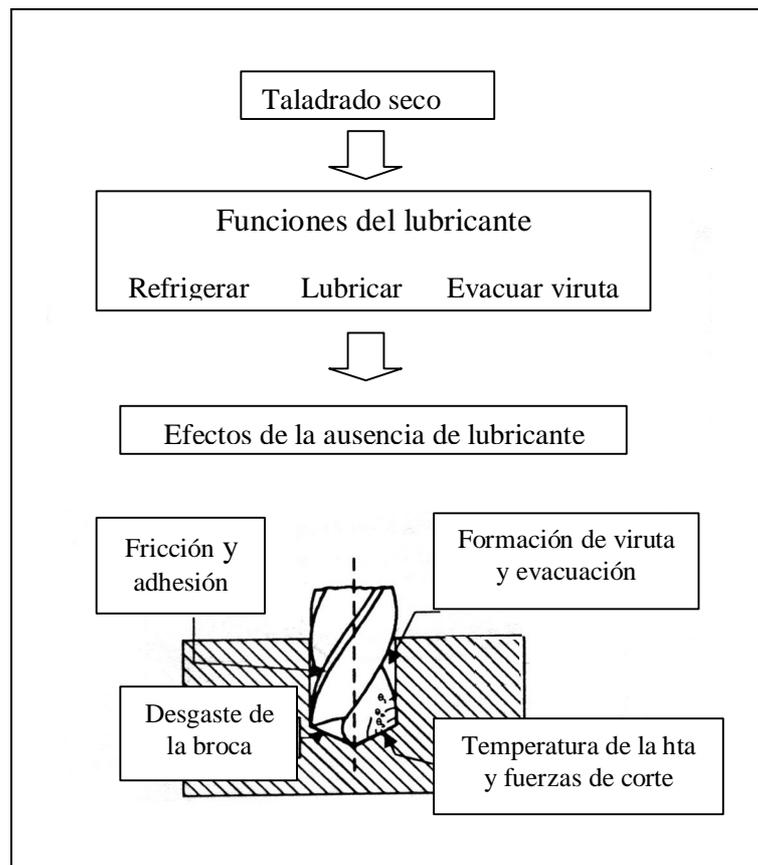


Figura 2. 4: Problemas en el taladrado seco.

3.1 Refrigeración

La ausencia de refrigerante para evacuar el calor de la zona de corte hace incrementar la temperatura, lo cual favorece los mecanismos de difusión que degradan la herramienta, y favorecen la aparición del fenómeno de filo recrecido, que es el mecanismo de desgaste de herramienta más pernicioso cuando se mecaniza en seco aluminio [Calatoru, 2008] [Rivero, 2008].

Para evitar este fenómeno adverso de falta de refrigeración, habrá que limitar la generación de calor. Algunas investigaciones [Celaya, 2002] recomiendan mantener la temperatura en la zona de corte por debajo de los 300-350°C porque a esta temperatura la solubilidad del aluminio (material pieza) en el cobalto (material herramienta) aumenta; la combinación de presión y temperatura en la zona de corte activa los fenómenos de difusión y se facilita la adhesión del material (viruta) a la herramienta.

El fenómeno de la adhesión del material de la pieza a la herramienta se debe a la difusión del aluminio en el útil y depende esencialmente de la temperatura en la zona de contacto herramienta/viruta, de la composición química de los materiales de la pieza y del material de la herramienta y de la presencia o no de recubrimiento en ésta última.

Puesto que la energía mecánica se convierte en un 95% en energía térmica, se deduce que para limitar la generación de calor, debe limitarse la energía mecánica. Se puede cumplir con este requisito mediante:

- El aumento del espesor de viruta (altos avances por diente), para generar menos calor mediante fricción por volumen de material eliminado, y así eliminar más calor a través de la viruta [Rivero, 2003].
- Una geometría de broca optimizada que reduzca las fuerzas de corte y disminuya la fricción entre herramienta y viruta; y como consecuencia, el calor generado.

En lo que se refiere a optimizar la geometría de la broca para controlar las fuerzas, preferentemente se actúa sobre el diseño del filo transversal de la broca, ya que es en gran medida el responsable de la fuerza de avance. Se trata de una zona de velocidad de corte casi nula, en donde el “mecanizado” se realiza por extrusión más que por corte. En las brocas de diseño estándar la mitad de la fuerza de avance se debe a este filo [Tönshoff, 1998], por lo que se puede decir que el filo transversal contribuye de forma importante a la generación de calor.

Algunos fabricantes como Kennametal, Titex o Hanna tools han desarrollado una broca específica para el taladrado en seco de aluminio, Figura 2. 3 Se trata de una broca de geometría optimizada para el corte en seco, de tres filos principales, y con un filo transversal muy estrecho, casi inexistente. Esto reduce la fricción, evita soldaduras frías y cualquier aglomeración de la broca en la pieza. Además, los tres espaciosos canales con talón redondeado ayudan a evacuar rápidamente las virutas, y por tanto gran parte del calor.

3.2 Lubricación

La falta de lubricante ocasiona también un incremento de la temperatura por aumento de la fricción, que combinado con la peor separación entre la herramienta y la viruta, hace que aumente la tendencia del material de la pieza a adherirse en la broca. Para frenar esta tendencia se recomienda:

- Utilizar la técnica de mínima cantidad de lubricante (MQL).

Las técnicas de mínima cantidad de lubricantes han sido utilizadas en aquellas aplicaciones en las que no era posible la eliminación total del lubricante. Mientras que en la lubricación convencional, los fluidos de corte llegan a una gran área alrededor de la zona de corte, las técnicas MQL pretenden alcanzar el punto de contacto herramienta-pieza con una cantidad muy pequeña de lubricante y con pocas pérdidas de éste. Estos sistemas tienen un consumo de refrigerante menor a 50 ml/h. y en un sistema ideal de MQL la pieza debería salir seca y no ser necesario proceder a su limpieza.

Aunque las técnicas MQL han encontrado un espectro amplio de aplicaciones industriales, en el taladrado OWA no es viable utilizar estas técnicas ya que obligaría a incluir una etapa de limpieza de los componentes en una fase previa a la fase de colocación de los remaches.

- Utilizar herramientas de diamante (PCD y CBN).

El PCD o Diamante policristalino, es un material de corte producido sintéticamente que consiste en cristales de diamante firmemente unidos en orden aleatorio. Las principales aplicaciones de las herramientas de PCD incluyen: aluminio y aleaciones de aluminio con más de un 4% de silicio, metales no férricos y metales preciosos (plata y oro), carburo verde, sintéticos y caucho, aleaciones de titanio, circuitos impresos, cerámicas y materiales compuestos.

El CBN o Nitruro de boro cúbico es un material de corte policristalino que consiste en granos de nitruro de boro cúbico que son sinterizados bajo alta presión. La dureza del CBN solo es superada por la del diamante. Este material de corte fue desarrollado para el mecanizado de materiales que no pueden ser mecanizados con PCD. Las principales aplicaciones incluyen: aceros con una dureza desde 45 HRC, fundición gris, piezas de fundición de cromo duro y aleaciones de cobalto, níquel o aceros básicos.

La utilización de herramientas de diamante permite productividades muy altas ya que la velocidad de corte en este material es muy elevada, a la vez que ofrece vida útil de herramienta muy larga. Pero este material de herramienta es incompatible con el titanio, por lo que su uso estaría totalmente desaconsejado en los stacks que contuvieran componentes de este material. Pensando en la generalización de este método a stacks de cualquier combinación de material estructural aeronáutico, el CBN no debería considerarse como una opción de material de herramienta. Además, se han realizado experimentos en stacks de aluminio-aluminio y las herramientas de CBN utilizadas han roto al pasar del primer componente del stack al segundo, probablemente debido a que la fragilidad de este material de herramienta no ha soportado las vibraciones entre los componentes a taladrar, a pesar de que durante el proceso los componentes del stack se sometían a una fuerza de compresión en el área de taladrado.

- Utilizar herramientas con recubrimientos que actúan como lubricantes sólidos.

Una opción posible es la utilización de recubrimientos. Desde 1970 se han realizado nuevos desarrollos de recubrimientos persiguiendo aumentar la vida de la herramienta y la velocidad de corte [US Patent 3 736 107] .

Hasta hace bien poco se empleaban recubrimientos de gran dureza como el TiCN o TiAlN, que servían para hacer frente al desgaste de la herramienta por fenómenos de abrasión y de oxidación a temperaturas elevadas [Derflinger, 1999] . Este tipo de recubrimientos actúan como barrera térmica entre la herramienta y la viruta, ya que tienen una conductividad térmica muy baja (alrededor de 0.05 kW/m K). El primero de ellos, de mayor tenacidad, ofrece un buen comportamiento de la vida de herramienta cuando se mecanizan fundiciones y el segundo tiene

mayor resistencia a las altas temperaturas, por lo que resulta una buena opción mecanizando aceros. En cualquier caso, actúan reduciendo los mecanismos de abrasión, adhesión y difusión que provocan desgaste en la herramienta. Pero la capacidad de frenar la adhesión de este tipo de recubrimientos es limitada.

Los últimos desarrollos están basados en deposición física de vapor (PVD). Este proceso ofrece las ventajas de que no se forma una intercara frágil de baja adhesión entre el sustrato y el recubrimiento, a la vez de ser un proceso más limpio [Horsfall,1993]. El desarrollo de recubrimientos multicapa, constituidos por capas metálicas y cerámicas de tamaño nano, han mejorado las propiedades de los recubrimientos que ahora ofrecen un mejor funcionamiento en fricción, desgaste y lubricación [Sreejith, 2000]

Existe una gama de recubrimientos de muy bajo coeficiente de fricción, llamados “lubricantes sólidos”. De los recubrimientos con estas propiedades destacan, el disulfuro de molibdeno (MoS_2), el carburo de tungsteno carbono (WC/C) y el carbono duro o diamond-like carbon (DLC). Distintas firmas han desarrollado recubrimientos basados en estos componentes que presentan propiedades de lubricación excelentes para el mecanizado en seco.

Los recubrimientos desarrollados a partir de estos lubricantes sólidos, son recubrimientos multi-capa constituidos por una capa adicional de recubrimiento de un lubricante sólido sobre el recubrimiento duro. Esta combinación de recubrimientos es necesaria cuando se mecaniza en seco y en régimen de alta velocidad, ya que se imponen dos retos diferentes a la herramienta: el desgaste acelerado, que se evita por el recubrimiento duro y el fenómeno de filo recrecido al soldarse la viruta a la herramienta, que se evita con el recubrimiento de bajo coeficiente de fricción. Estos nuevos recubrimientos evitan el fenómeno de adhesión a la vez que contribuyen a reducir las fuerzas de corte [Zelinski, 2000] .

En [Coldwell, 2004] se estudia la capacidad de estos recubrimientos para frenar los mecanismos de difusión durante el taladrado en seco de aleaciones de aluminio. Los experimentos de corte se realizaron con una broca de metal duro de tres filos y probaron la capacidad de recubrimientos tipo DLC y MoS_2 para controlar los fenómenos de adhesión. Mientras que [Dasch, 2006] centra toda la investigación en cinco tipos de recubrimientos todos de base carbono, también en taladrado seco de aluminio utilizando brocas de metal duro y de acero rápido. Los resultados concluyen que se obtienen mejores resultados cuando se emplean herramientas de acero rápido. Aunque en este caso las velocidades de corte empleadas son menores y también las temperaturas máximas alcanzadas en la zona de corte. La principal desventaja de este tipo de recubrimientos es su poca estabilidad térmica ya que en el aire, los recubrimientos tipo DCL se descomponen en torno a los 300°C , lo cual puede explicar ese mejor comportamiento de los recubrimientos DCL en las brocas de acero rápido.

El fabricante Balzers ha desarrollado un recubrimiento de nombre comercial “Balinit Hardlube”, que consta de una primera capa de 2/3 de espesor de TiAlN, que tiene unas propiedades estupendas para mecanizar a alta velocidad, debido a su elevada resistencia al calor, y una segunda capa de 1/3 de espesor de WC/C, que presenta un coeficiente de fricción muy bajo.

El fabricante de herramientas de corte Guhring, para obtener la combinación óptima de resistencia al calor y lubricación necesarias en el mecanizado en seco a alta velocidad, combina el “Firex” con bisulfuro de molibdeno(MoS₂). El “Firex” es un recubrimiento multicapa mezcla entre TiN, TiCN y TiAlN, aportando las mejores propiedades de cada elemento.

El desarrollo de nuevos recubrimientos para mejorar el mecanizado en seco continúa y tiene como resultados recubrimientos que ofrecen un potencial de mejora de los procesos de corte importante.

3.3 Evacuación de la viruta

Los problemas para evacuar la viruta durante el taladrado en seco contribuyen al fenómeno de la adhesión del material de la pieza al filo de la herramienta y al incremento de las fuerzas de proceso. Para facilitar la evacuación de la viruta, se debe trabajar en la optimización de la geometría de la broca, aunque otras medidas a considerar serían el empleo de un sistema de aspiración de viruta, la eliminación de viruta con aire comprimido o la utilización de ciclos de taladrado que facilitan la ruptura y evacuación de la viruta.

De todas las medidas posibles para facilitar la evacuación de la viruta, solo se ha considerado la que se refiere a optimizar el diseño de la herramienta. La utilización de ciclos de taladrado incrementaría los tiempos de proceso, los sistemas de aspiración encarecen las instalaciones y utilizar aire a presión, además del aumento del coste, podría hacer que algunas virutas se introdujeran en las inter-caras de las piezas, siendo necesaria la separación de las mismas para proceder a su limpieza.

La asistencia por vibraciones en el taladrado puede ser una mejora del proceso de taladrado. Busca un efecto similar a la de los ciclos de taladrado, pero con menor perjuicio en el tiempo de proceso. Las vibraciones coaxiales al eje de la broca, contribuyen a la ruptura y ésta al ser de menor tamaño es extraída más fácilmente de la zona de corte. La investigación en asistencia por vibraciones al taladrado ha estado centrada durante mucho tiempo en las vibraciones a frecuencia ultrasónica. La investigación en este campo es amplia y ha demostrado que las fuerzas de proceso disminuyen y la viruta aparece fragmentada [Pujana, 2009] . Uno de los principales problemas del taladrado asistido mediante vibraciones ultrasónicas es la baja repetitividad del proceso que hace muy difícil su aplicación industrial. Para que los sistemas de taladrado asistido por ultrasonidos sean eficientes es recomendable que operen en régimen de resonancia a la frecuencia ultrasónica, ya que se obtiene la máxima amplitud con el menor consumo energético. Sin embargo, mantener el sistema

en auto resonancia es muy complejo por la elevada sensibilidad del sistema ultrasónico a cualquier variable.

Otra opción es asistir al taladrado mediante vibraciones a media frecuencia. La ventaja frente a las vibraciones ultrasónicas es que se trabaja con más alta amplitud y la viruta se fragmenta. Esta línea de trabajo ha probado ya su eficiencia y estabilidad en operaciones de torneado y de taladrado en torno. La empresa americana M4 Sciences, una spin-off de la Universidad de Purdue, está desarrollando un dispositivo para asistir por vibraciones operaciones de torneado y de taladrado en torno. En la Figura 2. 5 se observan dos fotogramas captados con una cámara de alta velocidad de una misma operación de taladrado de aluminio. La vibración 20Hz de frecuencia se aplicaba sobre la pieza produciendo una vibración entre la broca y la pieza coaxial al eje de la herramienta. Las dos imágenes corresponden a operaciones realizadas con idénticos parámetros de proceso con la salvedad de que la imagen derecha corresponde a la operación en la cual entre herramienta y pieza hay una vibración axial de 20 Hz. Es fácilmente apreciable la capacidad de la vibración para romper la viruta y facilitar así su extracción tanto del agujero como del resto de la máquina. Además se han medido otras mejoras como la reducción del tamaño de la rebaba, la mejor calidad superficial en las paredes, y redondez.

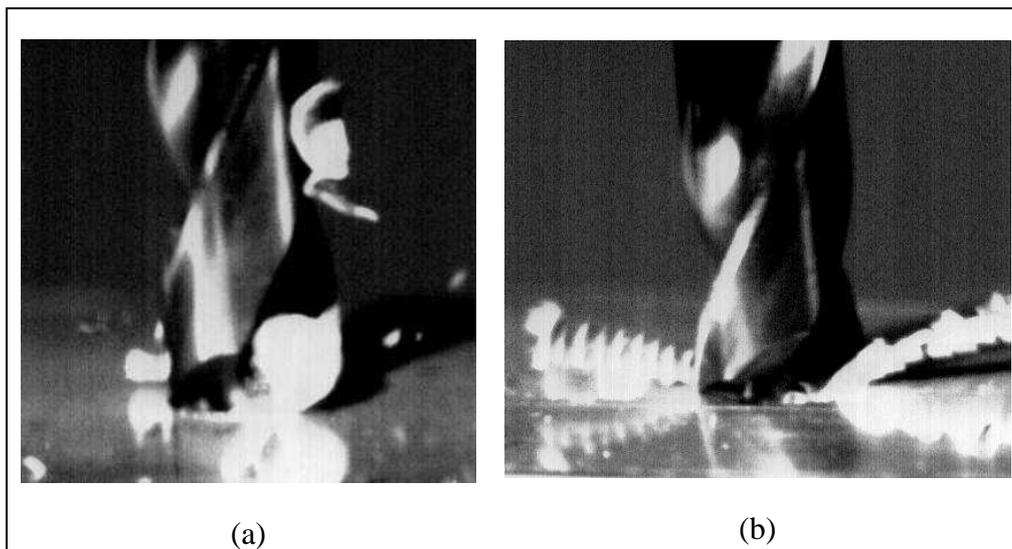


Figura 2. 5: Efecto de una vibración axial de 20Hz en la formación de la viruta en una operación de taladrado de Al7075 (a) sin vibración, (b) con 20 Hz de vibración.

Finalmente, también se puede considerar la utilización de recubrimientos en la herramienta facilita para facilitar la evacuación de la viruta, debido a la reducción de fricción entre ésta y la herramienta.

4. Análisis del estado del arte de la simulación numérica del proceso de taladrado y su potencial de aplicación a la optimización del proceso

4.1 Introducción a los modelos de corte

La modelización trata de predecir el comportamiento del material cuando éste se somete a una operación de mecanizado y estudia la influencia de los parámetros de mecanizado, esto es, geometría de herramienta y condiciones de corte, en el rendimiento de la operación. Los fenómenos que los modelos tratan de reproducir son los relacionados con la deformación del material en el proceso y la fricción en las zonas de contacto entre la herramienta y las nuevas superficies generadas y entre la herramienta y la viruta, para obtener los campos tensionales y la distribución del calor en la pieza la viruta y la herramienta.

Los modelos de proceso permiten conocer la influencia de los parámetros de proceso en los fenómenos que modelizan. Se convierten así, en una herramienta poderosa para la definición de condiciones óptimas de proceso reduciendo la necesidad de realizar pruebas de mecanizado; permiten a su vez optimizar el diseño de las herramientas y proveen de un conocimiento más profundo del proceso de corte.

En los últimos años se ha producido una eclosión del número de trabajos orientados a establecer modelos de proceso para distintas operaciones de mecanizado. El CIRP, sensible a esta situación, organiza simposiums especializados en esta temática llegando a una cadencia casi anual. La creciente demanda industrial por estos modelos junto con el desarrollo de hardware y software de mayor potencia explican el auge en los últimos años de las técnicas de modelizado de procesos. Distintas son las razones que han creado la demanda industrial de estos modelos, tales como la gran competencia en la industria mecánica, que obliga a aumentar la productividad de los procesos o la necesidad de fabricar piezas cada vez más complejas y de mayor calidad, que exige definir procesos que resulten en esfuerzos de corte que produzcan niveles bajos de deformación en las piezas, en todo caso, compatibles con la calidad que se les exige a las piezas.

Los primeros modelos de mecanizado se basaban en datos experimentales. Estos modelos ofrecían valores de potencia específica de corte para distintos materiales, obtenidos a partir de una amplia batería de ensayos abarcando un rango amplio de parámetros fundamentales del proceso. Estos modelos aunque están lejos de precisar los valores exactos de las fuerzas y su variación en el tiempo, han sido y son muy utilizados por los fabricantes de máquinas para dimensionar las estructuras y los accionamientos de las mismas. Los trabajos de [Kienzle, 1957] o del Nacional Center for Manufacturing Science [IAMS, 1990], constituyen contribuciones al modelizado en esta línea de trabajo.

Desde los años 40 se viene estudiando la denominada mecánica del corte asentada a partir de los trabajos de Merchant [Merchant, 1945]. Merchant propone un modelo de corte que relaciona los parámetros geométricos del proceso (geometría de la herramienta y anchos de corte), con el comportamiento del material reflejado a través de

los coeficientes de cizalladura y el coeficiente de rozamiento. El modelo de corte de Merchant es un modelo ortogonal, el material es cortado por un único filo de corte perpendicular al movimiento relativo entre herramienta y pieza, esto es, a la velocidad de corte, conocido como corte ortogonal. Este modelo se generaliza al corte oblicuo, en el cual el filo forma un ángulo i con respecto a la velocidad de corte, Figura 2. 6.

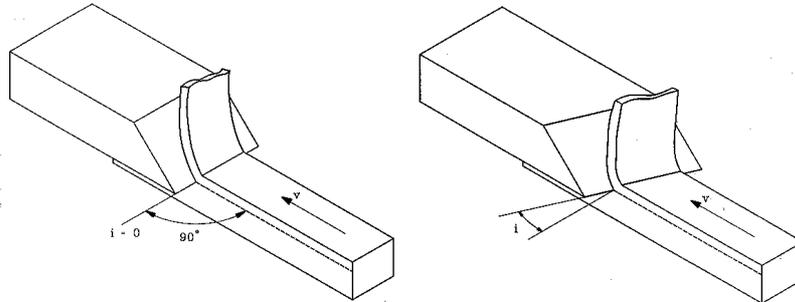


Figura 2. 6: Corte oblicuo y ortogonal.

Aunque las operaciones de corte habituales intervienen varios filos de corte, son tridimensionales y geoméricamente complejas, el caso más simple de corte ortogonal es usado para explicar los mecanismos generales de corte de material y posteriormente, generalizarlos al caso del corte oblicuo, en el cual el filo forma un ángulo i con respecto a la velocidad de corte. La geometría de deformación y las fuerzas en el corte oblicuo se ven en Figura 2. 7. Se asume que el filo no tiene radio y que la deformación a cortadura de la viruta tiene lugar en un plano infinitamente delgado, que forma un ángulo Φ_c con la dirección de la velocidad de corte.

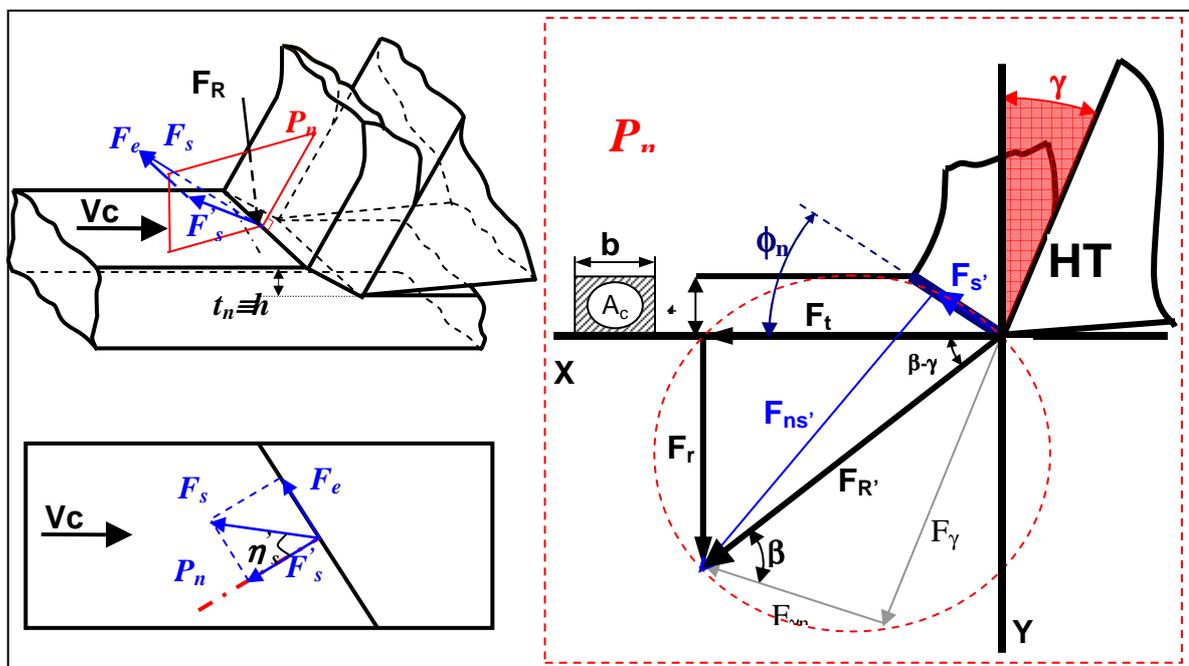


Figura 2. 7: Geometría del corte oblicuo y ortogonal. Parámetros fundamentales del corte oblicuo.

Sin embargo, los métodos basados en la mecánica del corte, solamente son aplicables al mecanizado con herramientas de geometría muy sencilla y aún hoy están, en permanente discusión.

Otro tipo de modelos se basan en la micromecánica del corte para obtener la distribución de tensiones, deformaciones y temperaturas en el filo de la herramienta, en la viruta y en la superficie mecanizada. Se recurre al método de los elementos finitos (MEF) para el cálculo de los campos térmicos y tensionales. El principal objetivo de estos métodos es mejorar el diseño de las herramientas y de los parámetros de corte, por lo que estudian las zonas de cizalladura del material cuando es mecanizado con diferentes geometrías de herramienta y con diferentes condiciones de corte (velocidad de corte, avance y profundidad de pasada). Sin embargo, este tipo de métodos presenta problemas derivados de las altas tasas de deformación del material y de los fenómenos de rozamiento que tienen lugar en la cara de desprendimiento [Altintas, 2000]. Para la aplicación correcta de los métodos MEF, es necesario caracterizar el tipo de rozamiento en la cara de desprendimiento entre la viruta y la herramienta y conocer la variación de las propiedades del material frente a la temperatura y las velocidades de deformación. Estos datos son difíciles de obtener ya que las velocidades de deformación durante el mecanizado son mucho más elevadas que las correspondientes a los ensayos de deformación con barra Hopkinson. Finalmente, otro inconveniente de estos métodos es el elevado tiempo de cálculo requerido, especialmente en el caso del corte oblicuo, y esto a pesar del aumento de la potencia de cálculo de los procesadores. La utilización de este tipo de modelos numéricos para la modelización del proceso de taladrado plantea una serie de problemas difíciles de resolver en un tiempo inmediato.

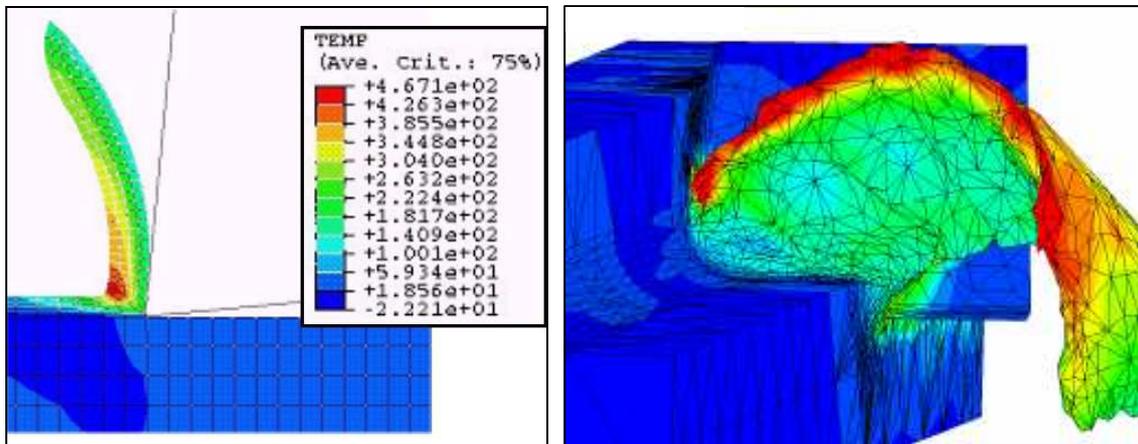


Figura 2. 8: Campo de temperaturas obtenido mediante modelización por EF [Celaya, 2002](izq.). Modelo 3D (dcha.).

Por último, los modelos semi-empíricos o mecánicos ofrecen un enfoque muy interesante a la modelización de los procesos de corte ya que son mucho más precisos que los métodos empíricos, pero a diferencia de los métodos numéricos basados en la micromecánica del corte, son aplicables en el caso de mecanizados de geometría compleja. Estos modelos se han generalizado al caso de operaciones de fresado y de taladrado. Estos modelos suponen que las tres componentes espaciales de la fuerza de corte debidas a la cizalladura son proporcionales a la sección de viruta sin deformar, a las que se suman otras componentes de esfuerzo debidas a la fricción. El planteamiento en este tipo de modelos consiste en discretizar en pequeños elementos la geometría del

filo, mediante planos perpendiculares al eje de la herramienta, aplicando posteriormente un modelo de corte oblicuo a cada elemento. Una vez calculadas las fuerzas de corte en cada elemento discreto del filo, se suman para obtener las fuerzas resultantes. Estos métodos tienen de empíricos que parten de unos coeficientes de cizalladura y de rozamiento, que caracterizan el binomio herramienta-material que se obtienen mediante experimentos de corte. Los modelos proporcionan valores de estas magnitudes en un determinado rango de condiciones de corte empleando una determinada herramienta y sobre un determinado material de pieza. Estos modelos necesitan ser ajustados previamente vía experimental para poder operar con ellos, por lo cual se les conoce como métodos semi-empíricos.

4.2 Los modelos de corte en las operaciones de taladrado

En las operaciones de taladrado en general, y en su aplicación aeronáutica en particular, los parámetros de proceso que tienen mayor interés y por lo tanto, los que se pretenden obtener mediante la modelización del proceso, son la fuerza de avance, el par y la temperatura del proceso.

Predecir el valor de la fuerza de avance y del par puede ser de gran ayuda para estimar su efecto en la calidad del agujero y en el tamaño de las rebabas. En referencia a la calidad del agujero, la magnitud de la fuerza permite calcular las deformaciones provocadas en las estructuras aeronáuticas debido a las fuerzas de proceso, estas deformaciones dan errores geométricos de posicionamiento, circularidad y rectitud del taladro, que invalidan el agujero como alojamiento del remache. Las fuerzas de avance pueden emplearse para dimensionar los utillajes que se utilizan durante el montaje de las estructuras aeronáuticas, y para definir programas de control numérico que incluyan en las posiciones comandadas a la broca, compensaciones para los errores introducidos por las fuerzas de proceso.

Modelizar el fenómeno de formación de rebabas ayuda a predecir el efecto de los parámetros de proceso en la forma y el tamaño de éstas y facilita la definición de procesos en los que las rebabas tendrán un tamaño menor que el máximo permitido.

4.2.1 Modelizado de la formación de rebabas

Existen líneas de investigación que comprenden el desarrollo de modelos de elementos finitos para modelizar y predecir la forma y tamaño de las rebabas. La fuerza de avance interviene en la formación de rebabas y alimenta los modelos de rebabas en elemento finitos desarrollados en muchos trabajos de investigación. [Guo, 1997] desarrolló un modelo FEM del proceso de formación de rebabas a partir del modelo analítico propuesto por Sofrenas [Sofrenas, 1975]. Dornfeld ha trabajado en profundidad en el desarrollo de este tipo de modelos [Dornfeld, 1999].

En modelización de la formación de rebabas destaca el modelo FEM desarrollado en [Lauderbaugh, 2003], que desarrolla un modelo FEM para estimar la forma y el tamaño de las rebabas en taladrado de aluminio. El modelo consta de un módulo de fuerzas que permite calcular la fuerza de avance que es posteriormente distribuida en la superficie del material del agujero remanente delante de la broca como una presión uniforme. El estado de tensiones derivado de la presión producida por la fuerza de avance es

calculado, y si se supera el criterio de fallo establecido, el material rompe y comienza el proceso de formación de rebaba. En caso de no superar el criterio de fallo, se eliminan los elementos finitos correspondientes a la viruta y se vuelve a realizar una iteración de cálculo con el material remanente en el agujero delante de la broca. La modelización se detiene cuando se satisface el criterio de fallo, ya que se asume que tras este momento, no hay más corte y todo el material remanente se deforma y dobla formando la rebaba, por lo que la altura de la rebaba coincide con el espesor del material remanente. El modelo también considera el efecto de la temperatura en la resistencia mecánica del material, para lo cual incluye un modelo FEM 2D de la distribución de temperatura en frente de la broca durante la formación de la rebaba. El modelo térmico considera que un flujo constante de calor fluye a la pieza a través de la superficie de contacto con la herramienta. El modelo asume que toda la energía mecánica del corte se convierte en calor, del cual un 90% se elimina con la viruta y el 10% de ese calor es conducido a la pieza. La energía mecánica puede calcularse ya que el modelo de fuerzas permite predecir el par y la fuerza de avance. El modelo ofrece una buena predicción de las rebabas a excepción de cuando se emplean avances muy pequeños.

En [Lauderbaugh, 2009] este mismo investigador, se apoya en el modelo FEM desarrollado, para realizar un análisis estadístico del efecto de los parámetros de corte en la altura de las rebabas para dos aleaciones de aluminio de uso generalizado en el sector aeronáutico: 2024-T531 y 7075-T6. Los parámetros que considera el estudio son: cuatro propiedades geométricas de la broca – diámetro, ángulo de punta, ángulo de la hélice, ratio diámetro del filo transversal/diámetro de la broca -, tres propiedades mecánicas del material pieza – tensión de rotura, tensión de fluencia y módulo de elasticidad- y la conductividad térmica del material –un parámetro-. En el estudio, el parámetro de salida, la altura de la rebaba, se obtiene aplicando el modelo desarrollado en [Lauderbaugh, 2003]. El análisis concluye que el parámetro más significativo con respecto a la altura de la rebaba es el avance, seguido por el ratio diámetro filo transversal respecto al radio de la broca. El estudio también identifica que los parámetros de la broca tiene un efecto mucho más pronunciado que los parámetros de proceso en la altura de la rebaba.

Es importante considerar como línea de trabajo futuro el modelizar la formación de la rebaba y su tamaño en la inter-cara del stack. En función de la fuerza de avance distribuida uniformemente en la superficie del material remanente delante de la broca, y en función del soporte proporcionado a la salida en la inter-cara del stack por el otro componente, de acuerdo al apriete real ente los componentes del stack en la inter-cara del agujero, proporcionado por los elementos de sujeción temporales u otros remaches ya instalados. El estado de tensiones delante de la broca es calculado, y si se supera el criterio de fallo establecido, el material rompe y comienza el proceso de formación de rebaba. Debería estudiarse como es el proceso de formación de rebaba en la inter-cara a partir del momento en el cual se supera el criterio de fallo, así como la contribución del soporte proporcionado en la inter-cara, al control de la formación de la rebaba.

4.2.2 Modelizado del campo térmico en taladrado

Los aspectos térmicos del proceso de taladrado, como el calor que fluye a la pieza durante el proceso, el campo térmico en la zona de corte y las temperaturas máximas que se alcanzan, han sido y siguen siendo de gran interés y por lo tanto objeto de

estudio, debido a sus importantes efectos en el rendimiento del proceso de corte. Además en el caso del taladrado en seco, los efectos térmicos son aun más perniciosos que en procesos de mecanizado seco, debido a que la broca esta embebida en la pieza y la generación del flujo de calor es más local.

Mantener la temperatura máxima de la herramienta controlada es importante para controlar el desgaste de la broca. En efecto, un número relevante de investigaciones han demostrado que la temperatura de la herramienta, en especial la temperatura en la cara de desprendimiento, es un factor decisivo en la aparición del fenómeno del filo recrecido cuando se mecaniza en seco aleaciones de aluminio y más cuando la operación es el taladrado [Celaya, 2002][Giro, 2002] [Nouari, 2003][Rivero, 2008] .

Además del efecto en la vida de la herramienta, la temperatura afecta también a la precisión geométrica de los agujeros mecanizados en seco. El campo térmico en la pieza y en la herramienta produce deformaciones térmicas que introducen errores de forma en los agujeros taladrados. Finalmente, el calor produce cambios en las propiedades mecánicas del material de la pieza y favorecer la formación de rebabas a la salida, debido a la reducción de la resistencia mecánica del material con la temperatura.

Las relaciones entre el régimen térmico en la pieza y en la herramienta, con los errores de forma de los agujeros taladrados, han sido objeto de estudio por parte de algunos investigadores. [Watanabe, 1977] es una de las primeras referencias de estudio del efecto de las deformaciones térmicas, en el diámetro a lo largo del eje axial de los agujeros. Desarrolla un modelo de elementos finitos que considera el calor desarrollado en el plano de cizalladura, pero no incluye el calor generado en el filo transversal, aunque se ha demostrado que este calor afecta significativamente al campo de temperaturas [DeVries, 1970], ni tampoco el debido al rozamiento de los filos secundarios con las paredes ya mecanizadas. Este modelo tampoco incluye los efectos debidos a la presencia o ausencia de taladrina, ni los derivados de los recubrimientos en las brocas. Sin embargo, el modelo es capaz de representar con bastante exactitud los gradientes de temperatura en las piezas a mecanizar, aunque predice unos errores en el diámetro por debajo de los errores reales.

En [Bono, 2000] se desarrolla un modelo para predecir el flujo de calor hacia la pieza durante el taladrado en seco de aluminio. El modelo de elementos finitos desarrollado, considera los filos principales de la broca constituidos por sucesivos elementos diferenciales de corte. Cada uno de ellos lleva a cabo una operación de corte oblicuo elemental y supone que toda la energía térmica desarrollada en el plano de cizalladura por cada elemento diferencial pasa a la pieza. Utiliza la geometría de la broca y las transformaciones geométricas de fuerzas del corte oblicuo, para a partir de la fuerza de avance y el par medidos durante el proceso de corte, estimar el calor que cada elemento diferencial introduce en la pieza. El modelo es capaz de predecir la temperatura en la pieza con un grado de acierto más que aceptable, a pesar de que realiza una aproximación grosera al calor generado en la zona del filo más cercana al filo transversal y desestima al igual que el modelo anterior el calor debido al rozamiento de los filos secundarios. Este modelo es después utilizado para predecir la forma de los agujeros taladrados y estimar las desviaciones de forma en los mismos, en el caso del taladrado de aluminio con brocas de acero rápido y en régimen de alta velocidad.

[Kalidas, 2002] propone un modelo que incorpora el efecto de la presencia o ausencia de fluidos de corte así como el efecto debido a recubrimientos de broca basados en MoS_2 especialmente destinados al corte en seco. El modelo ha sido ajustado para predecir la distribución de temperatura en la pieza en distintas condiciones de proceso: presencia /ausencia de taladrinas o de recubrimientos de herramienta; calcula las deformaciones termo-elásticas asociadas al campo térmico y a partir de estas deformaciones, simula la geometría de los agujeros mecanizados. Los errores geométricos que predice este modelo representan entre el 50-80% de los errores reales medidos cuando se taladra en seco. Tanto el modelo, con los experimentos realizados en la investigación, concluyen que los errores térmicos disminuyen con la velocidad del proceso, fenómeno que es atribuible a la reducción del tiempo para la difusión de calor en la pieza.

Los modelos desarrollados para estimar la geometría final de los agujeros incluyendo las deformaciones termo-elásticas coinciden en predecir unos errores por debajo a los errores reales. En realidad hay otros muchos factores que influyen en la tolerancia del agujero, como las vibraciones de la herramienta, el run-out del mandrino de la máquina, los errores de entrada de la broca en la pieza, que pueden incorporar errores mayores que los debidos a los efectos térmicos del proceso en seco. Por lo que solo se puede atribuir a las deformaciones térmicas, un pequeño porcentaje de las desviaciones geométricas medidas durante el taladrado en seco [Bono, 2000].

La influencia de las vibraciones transversales de la herramienta y las fuerzas radiales en el perfil del agujero está estudiado en [Gupta, 2003] dónde se desarrolla un modelo que incluye el efecto en la geometría del agujero de los des-alineamientos en el eje de la broca. Para ello desarrolla un modelo de las fuerzas radiales en función de los des-alineamientos, por ser estos los que más afectan a las fuerzas radiales, que a su vez son las que más efecto tienen en el comportamiento dinámico de la broca. El modelo predice el diámetro medio del agujero en distintos planos a lo largo del eje del taladro, con un error por debajo del 10% de las mediciones experimentales, cuando se taladra aluminio con herramientas de acero rápido, aunque no especifica si la validación del modelo se ha realizado con taladrina, en cuyo caso los errores térmicos esperados sería nulos y casi todos los errores se deberían a los des-alineamientos.

En [Ozcelik, 2005] se estudia el efecto de la velocidad de corte (velocidad de rotación del cabezal) y de la velocidad de avance en la temperatura de la broca. Para la experimentación, se han insertado termopares de respuesta rápida en los conductos de taladrina de una broca de metal duro recubierta con TiAlN . Durante los ensayos, la broca se ató a una mesa dinamométrica que permitía medir los esfuerzos de corte. Durante los experimentos la broca permanecía fija y el movimiento relativo entre herramienta y la pieza se obtuvo al hacer girar la pieza o probeta amarrada al cabezal de la máquina. Esta investigación compara las temperaturas medidas por los termopares durante los experimentos en acero AISI 1040 y aluminio Al 7075-T651, con las temperaturas obtenidas en una modelización realizada en Third Wave AdvantEdge, un software de análisis por elementos finitos. Los resultado muestra una correlación aceptable. Si bien hay muchos estudios de procesos de torneado, fresado e incluso rectificado por elementos finitos, las referencias a procesos de taladrado son reducidas. La broca tiene una geometría compleja y por lo tanto su modelización también es compleja. En [Ozcelik, 2005] se realiza una simplificación que también llevan a cabo otros investigadores [Nouari, 2003] que consiste en modelizar solo la parte del filo

principal de mayor diámetro. En esta parte del filo, debido a la geometría de la broca, el corte es ortogonal y puede modelizarse en un código FEM de corte ortogonal.

4.2.3 Modelizado de par y de fuerza de avance

Para modelizar los valores de la fuerza y par de corte, investigaciones precedentes han propuesto modelos analíticos, semiempíricos y numéricos. Los primeros trabajos sobre el taladrado fueron desarrollados por [Armarego, 1972], [Armarego, 1984], [Rubestein, 1991]. La mayoría de estos trabajos se centraron en el estudio de las brocas de punta cónica. Trabajos más recientes sobre el taladrado corresponden a [Chandrasekharan, 1998] quienes desarrollaron un modelo mecanístico para brocas de geometría cualquiera, utilizando un planteamiento vectorial y abstracto desde el que se llega a una generalización para distintos tipos de broca que permite estudiarse diferente comportamiento. [Altintas, 2000] basó su desarrollo para el taladrado en la introducción de los efectos de la cizalladura y el rozamiento de forma similar a los modelos de fresado. [Paul, 2005] estudia el efecto del filo transversal teniendo en cuenta parámetros geométricos relativos a la operación de rectificado que da origen a dicho filo.

La mayoría de los modelos propuestos consideran un sistema estático, sin tener en cuenta el efecto dinámico producido por la flexión de la herramienta o los posibles errores de rectificado en la generación de los filos. Estas consideraciones sí se tienen en cuenta en aquellos estudios que relacionan los estadios iniciales del taladrado con la forma y calidad del agujero obtenido, entre ellos los trabajos de [Gupta, 2003], [Gupta, 2003] y [Gong_1, 2005], [Gong_2, 2005].

Existen modelos como el de [Strenkowski, 2004] que combinan un planteamiento analítico y numérico basado en el Método de los Elementos Finitos (MEF) para obtener la fuerza de empuje y el par en cualquier geometría de broca.

La mayoría de los modelos que predicen los esfuerzos de corte distinguen dos zonas en la broca: el filo transversal y los dos filos principales, sumando los efectos de estas dos zonas. En los modelos, la fuerza de avance y el par son el resultado de dos efectos, el de indentación del filo transversal y el corte de los filos principales. Casi todos los modelos modelizan de la misma forma las dos zonas del filo principal, pero difieren en la modelización realizada para el filo transversal. En el caso de este filo, algunos modelos solo consideran el efecto de indentación, mientras que otros modelos incluyen también el fenómeno del corte para la parte de mayor diámetro del filo transversal.

El filo transversal resulta de la intersección de las superficies de los dos flancos de la broca, su misión es separar los dos filos principales e incrementar así la rigidez de la broca previniendo su ruptura. El área adyacente al filo principal es muy pequeña comparada con los filos principales de la broca, y la velocidad tangencial a lo largo de este filo es muy baja, dada la proximidad con el eje de rotación de la broca. Esto permite considerar que este filo no corta el material sino que lo aplasta en la dirección axial de avance de la broca. Así, el efecto del filo transversal puede considerarse solo como aplastamiento.

Muchos modelos desprecian el par asociado al filo transversal [Altintas, 2000] debido a que por la pequeña anchura de este filo, el radio de giro resultante a lo largo del mismo es muy pequeño y permite despreciar su par asociado.

Sin embargo, la contribución del filo transversal a la fuerza de avance no puede despreciarse, debido al efecto de la indentación de este filo, que hace que su contribución a la fuerza de avance sea importante. A menudo, se modeliza como en un ensayo de dureza, donde el área de indentación se obtiene según la geometría de la broca.

Aunque algunos estudios diferencian dos áreas en ese filo: un área de indentación (cercana al eje de la broca) [Altintas, 2000] y un área de corte (la zona más externa del filo) en la cual el corte es ortogonal, pero con un ángulo de desprendimiento negativo [Chandrasekharan, 1998].

4.2.4 Modelo mecánico de la operación de taladrado para predecir el par y la fuerza de avance

4.2.4.1 Planteamiento de las ecuaciones del modelo

En este apartado se introduce el modelo mecánico desarrollado en el curso de esta investigación, para predecir la fuerza de avance y el par en el taladrado de la aleación de aluminio 7075-T6.

La herramienta modelizada ha sido una de doble ángulo de punta. La modelización de otra herramienta de geometría diferente se haría siguiendo un planteamiento similar al realizado, con la salvedad que las especificidades geométricas que otra broca introduciría en el modelo. Aunque en esencia el método de modelización seguido es independiente de la geometría de la broca.

El modelo mecánico desarrollado predice la fuerza de avance y el par de una herramienta sin recubrir de metal duro tipo ISO-N 20. Los dos filos principales de esta broca sin recubrir están serrados y cada parte del filo presenta ángulos de punta diferentes. La broca utilizada es una CoroDrill Delta-C R850 del fabricante sueco Sandvik. La *Figura 2. 9* muestra los parámetros geométricos de la broca y el sistema de referencia utilizado. La vista de la izquierda corresponde a la dirección del movimiento de avance. En la derecha una sección en el filo transversal permite mostrar los ángulos de punta de acuerdo a la información facilitada por el fabricante, el ángulo normal de desprendimiento es de 6° .

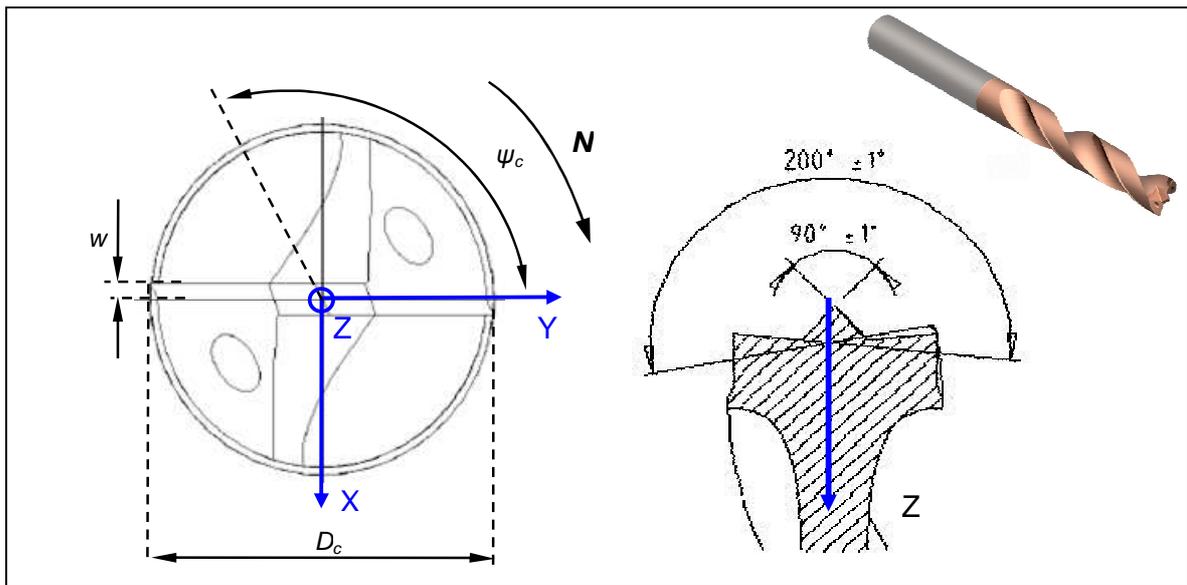


Figura 2. 9: Broca empleada en los modelos, CoroDrill Delta-C R850 de Sandvik. Parámetros geométricos de la broca y sistema de referencia. Izq.) Vista en el sentido de avance. Dcha.) Sección en dirección del filo transversal mostrando los ángulos de punta proporcionados por el fabricante.

La tabla 2.2 recoge los parámetros geométricos de esta broca.

Diámetro D_c (mm)	6
1 ^{er} ángulo de punta $2K_r$	90°
2° ángulo de punta $2K_r'$	200°
Ángulo de posición del filo transversal ψ_c	102.6°
Semi-ancho del filo transversal w (mm)	0.3095
Ángulo normal de desprendimiento	6°

Tabla 2. 2: Parámetros geométricos de la broca modelizada.

En una broca, los filos principales están formados por la intersección de las superficies de cara y de flanco de la broca, que son equivalentes a la superficie de desprendimiento y de incidencia respectivamente.

El área adyacente al filo transversal es muy pequeña comparada con los filos principales de la broca, y la velocidad tangencial a lo largo de este filo es muy baja, dada la proximidad con el eje de rotación de la broca.

En el modelo desarrollado el par asociado al filo transversal se ha despreciado tal como se propone en [Altintas, 2000] debido a que por la pequeña anchura de este filo, esto es $2w$, el radio de giro resultante a lo largo del mismo es muy pequeño y permite despreciar el par asociado, $M_{z_{ch}}$, y por tanto:

$$M_{z_{ch}} = 0 \quad (2.10)$$

El efecto de indentación del filo transversal y su contribución a la fuerza de avance se modeliza como en un ensayo de dureza, donde el área de indentación A_{ch} viene dado por:

$$A_{ch} = \frac{2wf}{\sin(\pi - \psi_c) \cos \kappa_r} \quad (2.11)$$

en donde $2w$ es el ancho del filo transversal, f es el avance de la broca (mm/rev.), ψ_c es el ángulo de posición del filo transversal, y κ_r es el ángulo de posición del filo principal (la mitad del ángulo de punta del filo principal). Teniendo en cuenta la dureza Brinell (HB) del material de la pieza, la fuerza de indentación, esto es, la fuerza de empuje asociada al filo transversal $F_{z_{ch}}$ viene dada por:

$$F_{z_{ch}} = A_{ch} HB \quad (2.12)$$

El corte producido por los filos principales se expresa en forma mecánica en relación al área de corte y a la longitud de filo de cada elemento diferencial en los que se dividen los filos. Cada elemento constituye un caso de mecanizado en corte oblicuo. En cada componente diferencial de fuerza se consideran 2 términos, uno de cizalladura proporcional al área diferencial de corte dA , y otro de rozamiento proporcional a la longitud diferencial de filo dS . El término de cizalladura representa el corte propiamente dicho mientras que el de rozamiento representa el efecto de bruñido del filo principal sobre la superficie generada y es el único efecto que existiría si el espesor de corte fuera nulo.

Las tres componentes diferenciales que se consideran son:

- *Fuerza diferencial de corte, dF_{cut}* : está orientada en la dirección de la velocidad de corte V y por tanto está contenida en el plano XY (véase *Figura 2.10*).
- *Fuerza diferencial de avance, dF_{th}* : es perpendicular a la velocidad de corte y también al filo principal.
- *Fuerza diferencial lateral, dF_{lat}* : es perpendicular a las 2 componentes anteriores y forma un ángulo i respecto al filo principal, siendo i el ángulo de inclinación del filo principal.

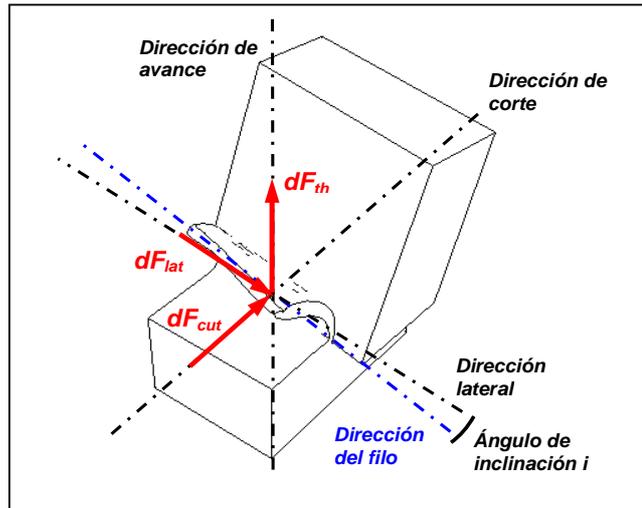


Figura 2. 10: Representación de componentes de fuerza en un corte oblicuo.

Las componentes de fuerzas diferenciales se relacionan con las magnitudes área de corte diferencial dA y longitud de filo diferencial dS a través de los Coeficientes Específicos de Corte del siguiente modo:

$$dF_{cut} = K_{cut_c} dA + K_{cut_e} dS$$

$$dF_{th} = K_{th_c} dA + K_{th_e} dS \quad (2. 13)$$

$$dF_{lat} = K_{lat_c} dA + K_{lat_e} dS$$

Las relaciones planteadas en 2.13 permiten obtener la fuerza diferencial de empuje dF_z así como el par diferencial dM_z en la 1ª parte del filo principal y en la 2ª parte, ambos expresados en el sistema coordenado mostrado en la Figura 2. 9.

Para la 1ª parte del filo principal, el cual posee un ángulo de punta $2K_r$, se tiene:

$$dF_z = dF_{th} \cos \gamma \sin \kappa_r - dF_{lat} (\cos i \cos \kappa_r + \sin i \sin \gamma \sin \kappa_r) \quad (2. 14)$$

$$dM_z = r dF_{cut}$$

Para la 2ª parte del filo principal con un ángulo de punta $2K_r'$ se tiene:

$$dF_z = dF_{th} \cos \gamma \sin(\pi - \kappa_r') + dF_{lat} (\cos i \cos(\pi - \kappa_r') + \sin i \sin \gamma \sin(\pi - \kappa_r')) \quad (2. 15)$$

$$dM_z = r dF_{cut}$$

El ángulo γ que participa en las expresiones (2.14) y (2.15) se representa gráficamente en la Figura 2. 11 y su valor se expresa por:

$$\gamma = \tan^{-1} \left(\frac{V_y \cos(\kappa_r)}{V_x} \right) \tag{2.16}$$

para la 1ª parte del filo principal, en donde V_x es la componente según el eje X de la velocidad de corte y V_y es la componente según el eje Y de la velocidad de corte.

Para la 2ª parte del filo principal se obtiene para γ :

$$\gamma = \tan^{-1} \left(\frac{V_y \cos(\pi - \kappa_r')}{V_x} \right) \tag{2.17}$$

Definiendo el vector filo \vec{S}_{unit} como el vector unitario en la dirección del filo principal y considerando también el vector velocidad de corte unitario \vec{V}_{unit} se puede obtener el ángulo de inclinación i mediante el siguiente producto escalar:

$$(\vec{V}_{unit} \cdot \vec{S}_{unit}) = \cos(i + \frac{\pi}{2}) \tag{2.18}$$

La expresión para obtener el ángulo de inclinación a lo largo de la 2ª parte del filo principal es idéntica a (2.18) sin más que considerar los valores correspondientes para \vec{S}_{unit} y \vec{V}_{unit} en esta zona del filo principal. Por último, r se define como la distancia desde el punto considerado del filo principal al eje de la broca medido perpendicularmente al mismo, por tanto, es perpendicular a la velocidad de corte V y a la fuerza de corte dF_{cut} .

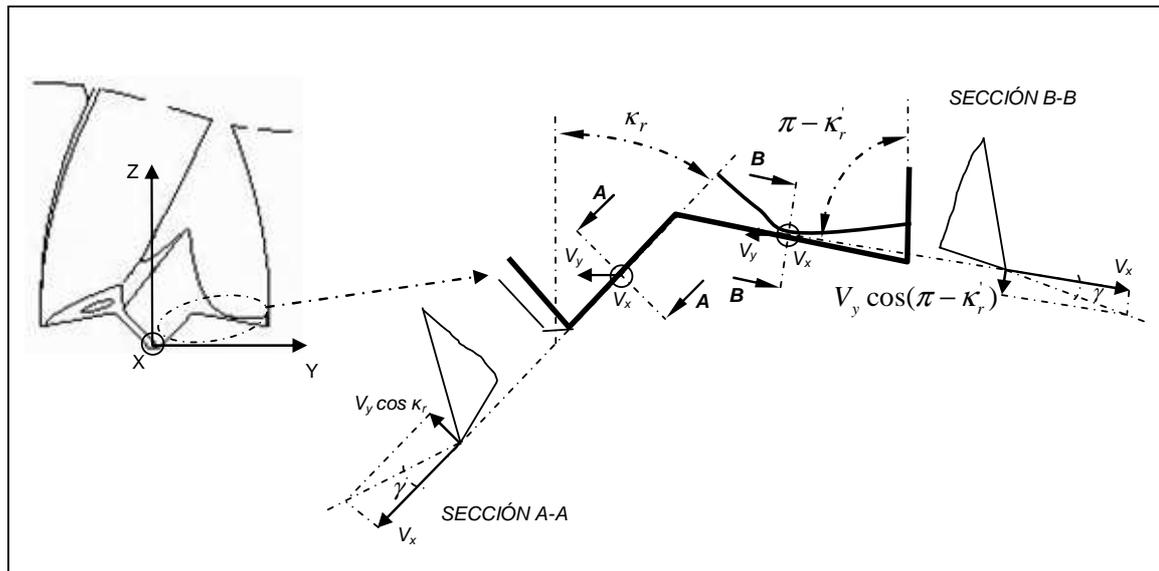


Figura 2. 11: Representación del ángulo γ en las dos partes del filo principal diferenciadas por los ángulos de posición κ_r y κ_r' respectivamente.

Las expresiones diferenciales (2.14) y (2.15) deben ser integradas a lo largo del filo principal para obtener los valores totales de fuerza de empuje y par asociadas a dicho filo principal, a lo que se sumará el efecto de indentación del filo transversal.

La integración de la fuerza de empuje y par diferenciales es de tipo numérica, en la que las cantidades diferenciales de área de corte dA y longitud de filo dS se aproximan por valores finitos de pequeño tamaño ΔA y ΔS respectivamente. Por tanto, la forma diferencial de la fuerza dF_z y el par dM_z pasa a tener forma incremental, es decir, ΔF_z y ΔM_z respectivamente. La fórmula de cuadratura que se ha empleado para la integración es la del Trapecio y las expresiones que se obtienen son las siguientes:

$$F_z = F_{z_{ch}} + 2 \left(\sum_{i=1}^{l_1-1} \frac{\Delta F_{z_1}^i + \Delta F_{z_1}^{i+1}}{2} + \sum_{i=1}^{l_2-1} \frac{\Delta F_{z_2}^i + \Delta F_{z_2}^{i+1}}{2} \right) \quad (2.19)$$

$$M_z = 2 \left(\sum_{i=1}^{l_1-1} \frac{\Delta M_{z_1}^i + \Delta M_{z_1}^{i+1}}{2} + \sum_{i=1}^{l_2-1} \frac{\Delta M_{z_2}^i + \Delta M_{z_2}^{i+1}}{2} \right)$$

en las expresiones (2.19), l_1 es el número de intervalos en que se discretiza la 1ª parte del filo principal (ángulo de punta $2\kappa_r$) y l_2 es el número de intervalos en que se discretiza la 2ª parte del filo principal (ángulo de punta $2\kappa_r'$). En (2.19) se ha añadido el efecto del filo transversal y se han considerado los 2 filos principales de que consta la broca.

Para realizar la integración numérica de las expresiones (2.19), y así plantear y resolver mediante minimización del error cuadrático el sistema de ecuaciones resultante, se ha empleado el software del cálculo matemático MATLAB®.

4.2.4.2 Obtención de los coeficientes específicos de corte

Los Coeficientes Específicos de Corte de las expresiones 2.13 se han considerado variables a lo largo del filo, esto es, tienen valores distintos para cada punto del filo principal. Esta consideración permite tener en cuenta la dependencia de dichos Coeficientes respecto a aquellas magnitudes que también varían a lo largo de dicho filo, como son aspectos geométricos de la broca y parámetros de proceso como la velocidad de corte.

Se han considerado dos hipótesis diferentes para obtener estos Coeficientes variables:

Hipótesis 1) Por un lado se ha considerado que los Coeficientes Específicos son dependientes de la coordenada Z de cada elemento diferencial en los que se discretiza el filo (Z es el eje de la broca, (ver Figura 2. 9), esto es, los Coeficientes varían con la distancia radial similar al desarrollo realizado en [Altintas, 2000] De acuerdo a esta hipótesis, los Coeficientes son dependientes de parámetros geométricos y de proceso, puesto que la velocidad de corte, así como el ángulo de desprendimiento, ángulo de inclinación del filo y el ángulo de la hélice de una broca varían con la distancia radial a lo largo del filo de la broca.

Hipótesis 2) Una segunda hipótesis considera que los Coeficientes Específicos de corte dependen de la velocidad de corte en el centro de cada elemento y el ángulo de inclinación i de cada elemento, ambos parámetros varían a lo largo del filo. Otros investigadores [Chandrasekharan, 1998], [Chandrasekharan, 1995] han hecho un planteamiento similar suponiendo los coeficientes dependientes de la velocidad de corte, del ángulo de inclinación del filo y del ángulo de indentación (una relación entre la velocidad de avance y la velocidad de corte). Además, estos investigadores aprovechan la similitud de las brocas para considerar la influencia de otros parámetros geométricos como el ángulo de desprendimiento y el ángulo de hélice.

La similitud geométrica de las brocas implica que dos brocas de distinto diámetro pero de la misma gama, tienen los ángulos de corte iguales en los puntos del filo de corte que tienen la misma coordenada radial normalizada, entendida la coordenada radial normalizada de una broca, como la relación entre la coordenada radial del punto y el radio de la broca. Esta consideración necesita un número menor de ensayos para calibrar el modelo. En la hipótesis aquí contemplada, se ha despreciado la dependencia con el ángulo de indentación porque todo el filo transversal, incluso la zona externa de mayor diámetro de corte y por lo tanto velocidad de corte, se considera que trabaja por aplastamiento del material, y el efecto de indentación se desprecia en los filos principales.

Coeficientes ajustados respecto a la altura de la herramienta Z

Se ha considerado una dependencia cuadrática de los Coeficientes de cizalladura (K_c) respecto de la coordenada Z mientras que los Coeficientes de rozamiento (K_e) se han considerado constantes, esto es, independientes con la coordenada Z . Los Coeficientes específicos de corte, dependientes de la coordenada Z se expresan a continuación para una de las dos zonas características del filo principal:

$$\begin{aligned} K_{cut_c} &= a_0 + a_1 Z + a_2 Z^2 \\ K_{th_c} &= b_0 + b_1 Z + b_2 Z^2 \\ K_{lat_c} &= c_0 + c_1 Z + c_2 Z^2 \end{aligned} \tag{2.20}$$

$$K_{cut_e} = cte$$

$$K_{th_e} = cte$$

$$K_{lat_e} = cte$$

En las relaciones de (2.20) los valores de a , b y c de los coeficientes de cizalladura K_c son distintos para cada una de las dos zonas del filo principal. La misma consideración se ha tomado para los coeficientes de rozamiento K_e .

Por otro lado hay que considerar la funcionalidad del modelo obtenido, es decir, su campo de aplicación y respecto a qué factores de entrada el modelo debe ser sensible. Si se determinan unos únicos coeficientes para un determinado valor de velocidad de giro el modelo obtenido será insensible a la variación de este factor.

En este trabajo se ha decidido obtener modelos sensibles a la velocidad de giro, para lo cual, se ha considerado una serie de experimentos en los que la velocidad de giro puede adoptar 3 niveles diferentes. Ajustando los coeficientes respecto a Z para cada grupo de ensayos en los que se mantiene la velocidad de giro constante (y se varía el avance f) se obtiene 3 grupos de Coeficientes Específicos de Corte, un grupo para cada velocidad de giro. Posteriormente, se realiza un reajuste de los factores a , b y c que intervienen en estos coeficientes respecto a la velocidad de giro, considerando una dependencia de tipo cuadrática.

Coeficientes ajustados respecto a magnitudes variables en cada punto a otro del filo principal

La segunda hipótesis tenida en cuenta para obtener coeficientes variables es considerar su dependencia respecto a aquellas magnitudes que varían de un punto a otro del filo, y por tanto varían respecto a la coordenada Z . Las magnitudes consideradas son la velocidad de corte V y el ángulo de inclinación i . Así, los coeficientes se expresan en función de dichas magnitudes del siguiente modo:

$$\begin{aligned} K_{cut_c} &= a_0 + a_1 V + a_2 V^2 + a_3 i \\ K_{th_c} &= b_0 + b_1 V + b_2 V^2 + b_3 i \\ K_{lat_c} &= c_0 + c_1 V + c_2 V^2 + c_3 i \end{aligned} \tag{2.21}$$

$$K_{cut_e} = cte$$

$$K_{th_e} = cte$$

$$K_{lat_e} = cte$$

en las relaciones (2.21) la velocidad de corte V se expresa en mm/s y el ángulo de inclinación i en grados.

En este caso, los valores de a , b y c de los Coeficientes de cizalladura K_c se han considerado iguales para las 2 zonas del filo principal, debido a que los otros parámetros geométricos que difieren entre las dos zonas del filo principal no se consideran en el modelo, mientras que los coeficientes de rozamiento K_e se siguen manteniendo distintos para cada una de las zonas.

En este ajuste, a diferencia de la anterior, los coeficientes permiten ser ajustados en un solo paso, considerando toda la serie de ensayos en condiciones variables de avance y velocidad de giro. La dependencia explícita de los coeficientes respecto a la velocidad de corte, que se relaciona con la velocidad de giro, asegura la sensibilidad del modelo respecto a este último factor.

4.2.4.3 Resolución del sistema de ecuaciones resultante

Las expresiones de los Coeficientes Específicos de Corte (2.21) y (2.20) son introducidas en las expresiones de fuerza (2.13) y teniendo en cuenta las relaciones (2.14) y (2.15) son integradas numéricamente. De este modo, se obtienen valores de fuerza y par totales para cada uno de los experimentos planteados, en cada uno de los

cuales se varía algún factor de interés. Igualando estas expresiones de fuerza y par totales a los correspondientes valores medidos experimentalmente se llega a un sistema de ecuaciones de tamaño $n \times m$ en donde n es el número total de ensayos planeados, y m es el número total de factores incógnita que intervienen en los Coeficientes Específicos de Corte, siendo $n > m$. Este sistema se resuelve minimizando el error cuadrático, obteniendo así los factores incógnita.

4.2.4.4 Ensayos realizados para la caracterización de coeficientes

En experimentos se han medido la fuerza y par, que posteriormente se han procesado y tratado para constituir la entrada de un módulo programado en MATLAB® que permite obtener los Coeficientes Específicos de Corte.

Las pruebas experimentales se han llevado a cabo en una máquina de control numérico de husillo horizontal y con mesa horizontal. El equipo de medida y la pieza a taladrar se colocan verticalmente sobre un soporte que se fija a dicha mesa horizontal mediante tornillos y pasadores.

La obtención de fuerzas se ha realizado con una mesa dinamométrica (Kistler 9255B) siendo de interés la componente de empuje (perpendicular a dicha mesa dinamométrica) y el par torsor. La pieza está constituida por una placa de Al 7075-T6 de área similar a la de la mesa dinamométrica (260x260 mm²) y de 15mm de espesor, que se atornilla a la misma mediante 4 tornillos de M12.

Se ha realizado una serie de ensayos de caracterización empleando una broca como la mostrada en la *Figura 2. 9*, de 6mm de diámetro, taladrando la placa hasta una profundidad de 8mm. El número total de agujeros realizados para la caracterización es de 36. Las condiciones de corte empleadas se muestran en la *Tabla 2. 3*.

Diámetro (mm)	N ₁ (rpm)	f (mm/rev)	N ₂ (rpm)	f (mm/rev)	N ₃ (rpm)	f (mm/rev)
6	6900	0.08	9285	0.08	10610	0.08
		0.10		0.10		0.10
		0.11		0.11		0.11
		0.14		0.14		0.14
		0.16		0.16		0.16
		0.18		0.18		0.18
		0.21		0.21		0.21
		0.22		0.22		0.22
		0.24		0.24		0.24
		0.26		0.26		0.26
		0.29		0.29		0.29
		0.30		0.30		0.30

Tabla 2. 3: Condiciones de corte empleadas en los ensayos de caracterización.

Los resultados numéricos de los coeficientes específicos de corte, ajustados en Z y considerando tres niveles de velocidad de husillo (N₁, N₂, N₃), se muestran en la *Tabla*

2. 4. Los coeficientes ajustados en velocidad de corte y en ángulo de inclinación se muestran en la Tabla 2. 5.

1ª zona filo (ángulo de punta $2\kappa_r$)	2ª zona filo (ángulo de punta $2\kappa'_r$)
N1	
$K_{cut_c} = 331.0746 + 203.6323Z + 145.7267Z^2$ $K_{th_c} = 59.2702 + 33.4442Z + 22.5124Z^2$ $K_{lat_c} = -75.0697 - 37.8276Z - 24.3235Z^2$ $K_{cut_e} = 57.6593$ $K_{th_e} = 37.0038$ $K_{lat_e} = -46.8678$	$K_{cut_c} = 2210.8980 + 1732.6317Z + 1376.9761Z^2$ $K_{th_c} = 199.4953 + 161.5998Z + 132.7691Z^2$ $K_{lat_c} = 35.2372 + 28.5429Z + 23.4499Z^2$ $K_{cut_e} = 279.6167$ $K_{th_e} = 90.4468$ $K_{lat_e} = 15.8039$
N2	
$KCut_{ciz} = 256.2317 + 157.5990Z + 112.7836Z^2$ $KTh_{ciz} = 68.9422 + 38.9018Z + 26.1861Z^2$ $KLat_{ciz} = -87.3199 - 44.0005Z - 28.2927Z^2$ $KCut_{roz} = 72.9177$ $KTh_{roz} = 27.6824$ $KLat_{roz} = -35.0616$	$KCut_{ciz} = 1711.1010 + 1340.9519Z + 1065.6960Z^2$ $KTh_{ciz} = 232.0499 + 187.9704Z + 154.4350Z^2$ $KLat_{ciz} = 40.9874 + 33.2007Z + 27.2766Z^2$ $KCut_{roz} = 353.6116$ $KTh_{roz} = 67.6630$ $KLat_{roz} = 11.8228$
N3	

$KCut_{ciz}=294.5561+181.1710Z+129.6526Z^2$	$KCut_{ciz}=1967.0292+1541.5171Z+1225.0914Z^2$
$KTh_{ciz}=65.3215+36.8588Z+24.8108Z^2$	$KTh_{ciz}=219.8631+178.0986Z+146.3245Z^2$
$KLat_{ciz}=-82.7341-41.6897Z-26.8068Z^2$	$KLat_{ciz}=38.8348+31.4571Z+25.8441Z^2$
$KCut_{roz}=57.9648$	$KCut_{roz}=281.0984$
$KTh_{roz}=25.6686$	$KTh_{roz}=62.7406$
$KLat_{roz}=-32.5110$	$KLat_{roz}=10.9627$

Tabla 2. 4 Coeficientes específicos de corte ajustados en Z.

1ª zona filo principal (ángulo de punta $2\kappa_r$)	2ª zona filo principal (ángulo de punta $2\kappa_r'$)
$KCut_{ciz}=26.5274+2.1240V-6.6641\cdot 10^{-4}V^2+270.4269i$	$KCut_{ciz}=26.5274+2.1240V-6.6641\cdot 10^{-4}V^2+270.4269i$
$KTh_{ciz}=7.5477-8.5848\cdot 10^{-1}V+1.2271\cdot 10^{-4}V^2+92.7835i$	$KTh_{ciz}=7.5477-8.5848\cdot 10^{-1}V+1.2271\cdot 10^{-4}V^2+92.7835i$
$KLat_{ciz}=-1.1728-4.6275\cdot 10^{-2}V+1.6273\cdot 10^{-5}V^2-43.9436i$	$KLat_{ciz}=-1.1728-4.6275\cdot 10^{-2}V+1.6273\cdot 10^{-5}V^2-43.9436i$
$KCut_{roz}=50.4123$	$KCut_{roz}=244.4728$
$KTh_{roz}=30.1097$	$KTh_{roz}=73.5959$
$KLat_{roz}=-38.1360$	$KLat_{roz}=12.8595$

Tabla 2. 5 Coeficientes específicos de corte ajustados en velocidad de corte y en ángulo de inclinación.

4.2.4.5 Validación del modelo

La validación del modelo se ha ejecutado en tres etapas. En una primera etapa los experimentos utilizados para obtener los coeficientes han sido replicados con el modelo, lo cual da una idea de la dispersión del ajuste. En segundo lugar se plantean ensayos distintos a los utilizados para realizar el ajuste de coeficientes, pero dentro del rango de las condiciones de corte y geométricas utilizadas en los ensayos de caracterización (Tabla 2. 3). En tercer lugar se emplean condiciones fuera del rango de los parámetros de ajuste, lo que conduce a una extrapolación.

Resultados obtenidos en los experimentos replicados

Primeramente las simulaciones de los dos modelos son comparadas con los datos experimentales obtenidos en las mismas condiciones de corte empleadas para la caracterización (ver Tabla 2.3).

Así, se obtiene para el modelo cuyos coeficientes se ajustan respecto a Z un valor del error relativo máximo en fuerza del 4.88% y del 17.41% en el par. Para el modelo cuyos coeficientes se ajustan respecto a V e i se obtienen errores relativos máximos en fuerza y par del 7.13% y 12.42% respectivamente.

Las Figura 2. 12 y Figura 2. 13 muestran la relación de la fuerza de empuje y el par respecto al avance f de la broca, observándose valores mayores de fuerza y par al considerarse valores mayores de avance dado que el espesor de corte t_c también es mayor.

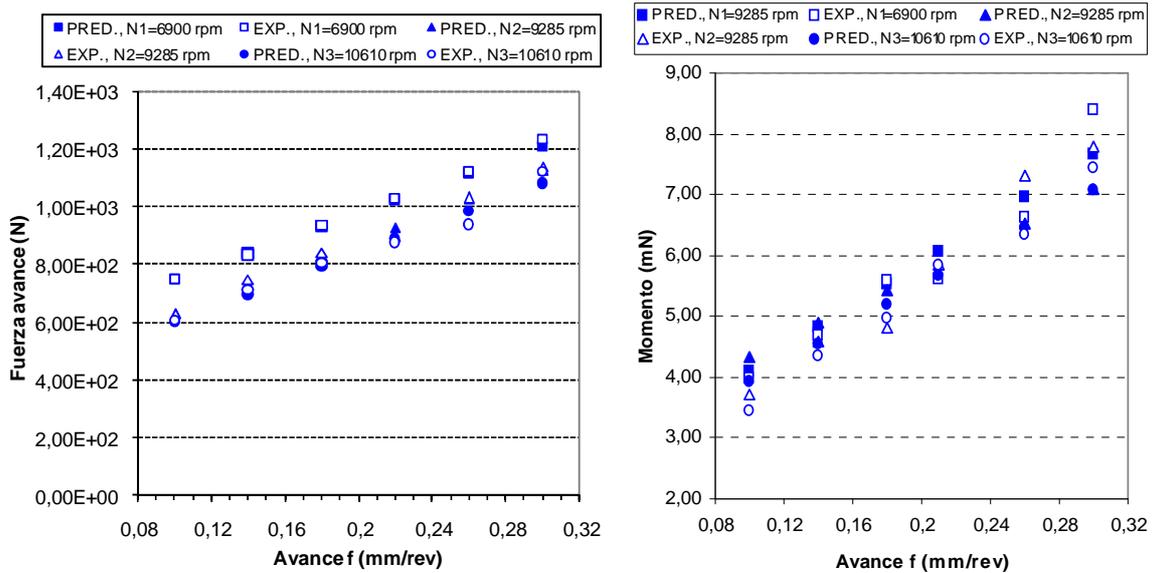


Figura 2. 12: Comparación de fuerzas (Izq.) y momentos (Dcha.) experimentales y simulados mediante el modelo cuyos coeficientes están ajustados respecto a Z .
Diámetro de la broca: 6 mm.

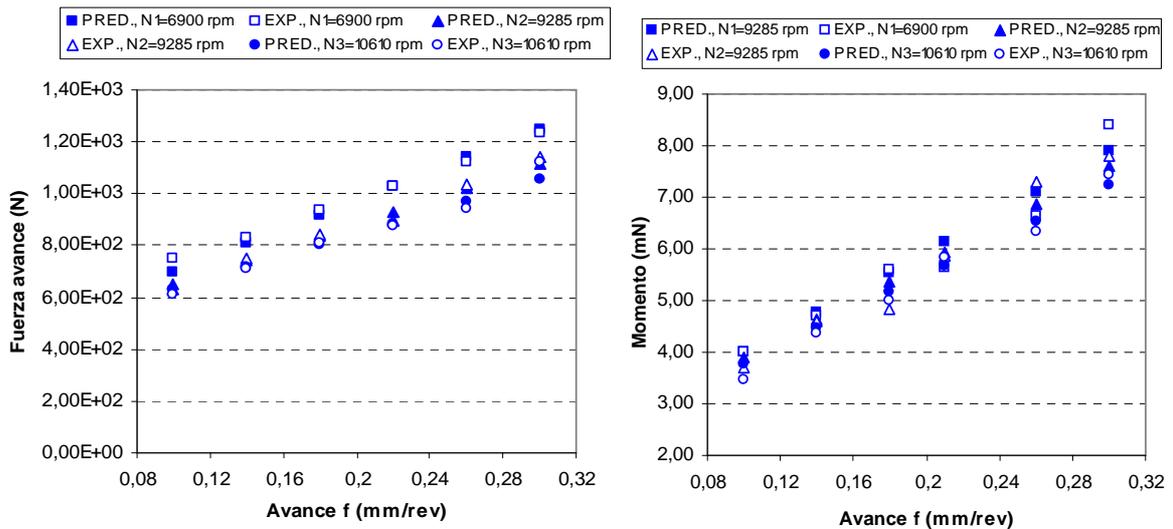


Figura 2. 13: Comparación de fuerzas (a) y momentos (b) experimentales y simulados mediante el modelo cuyos coeficientes están ajustados respecto a V e i . Diámetro de la broca: 6 mm.

Resultados en ensayos dentro del rango de definición de coeficientes

También se han comparado las predicciones de los modelos con datos experimentales obtenidos en condiciones de avance y velocidad de giro distintas a las consideradas en los ensayos de caracterización, pero dentro del rango considerado en dichos ensayos (de N y f). Se han obtenido errores relativos de fuerza de empuje y par menores que el 15% en ambos modelos para una broca de 6 mm. mostrándose dichos errores en la Tabla 2. 6.

Diámetro (mm)	f (mm/rev)	N (rpm)	Fz Exp. (N)	Fz Pred.1 (N)	Error Rel. 1 Fz (%)	Fz Pred.2 (N)	Error Rel. 2 Fz (%)
6	0.13	6900	838,24	816,92	2,54	779,63	6,99
	0.27		1150,90	1140,80	0,88	1166,92	1,39
	0.32		1313,60	1256,50	4,35	1305,24	0,63
	0.25	8000	1038,80	1050,10	1,09	1054,82	1,54
		10000	921,81	979,58	6,27	970,27	5,25

Diámetro (mm)	f (mm/rev)	N (rpm)	Mz Exp. (mN)	Mz Pred. 1 (mN)	Error Rel. 1 Mz (%)	Mz Pred. 2 (mN)	Error Rel. 2 Mz (%)
6	0.13	6900	4,58	4,65	1,58	4,58	0,07
	0.27		7,56	7,15	5,46	7,31	3,36
	0.32		7,59	8,04	5,93	8,28	9,13
	0.25	8000	6,82	6,58	3,51	6,86	0,68
		10000	6,21	6,34	2,21	6,53	5,28

Tabla 2. 6. Valores experimentales y simulados con ambos modelos y error relativo cometido. Pred. 1: Predicción del modelo cuyos coeficientes dependen de Z . Pred. 2: Predicción del modelo cuyos coeficientes dependen de V e i .

Los modelos obtenidos permiten hacer consideraciones sobre la evolución de la fuerza y el par con la velocidad de giro. La variación de la fuerza de empuje y el par respecto a la velocidad de giro de la broca se muestra en la *Figura 2. 14* y los valores que se representan corresponden a un avance f de 0.25 mm/rev., y a 3 velocidades de giro diferentes empleando una broca de 6 mm. de diámetro. Se obtienen decrementos de fuerza y de par al producirse incrementos en la velocidad de giro, siendo esta conclusión válida para el rango de velocidades estudiado.

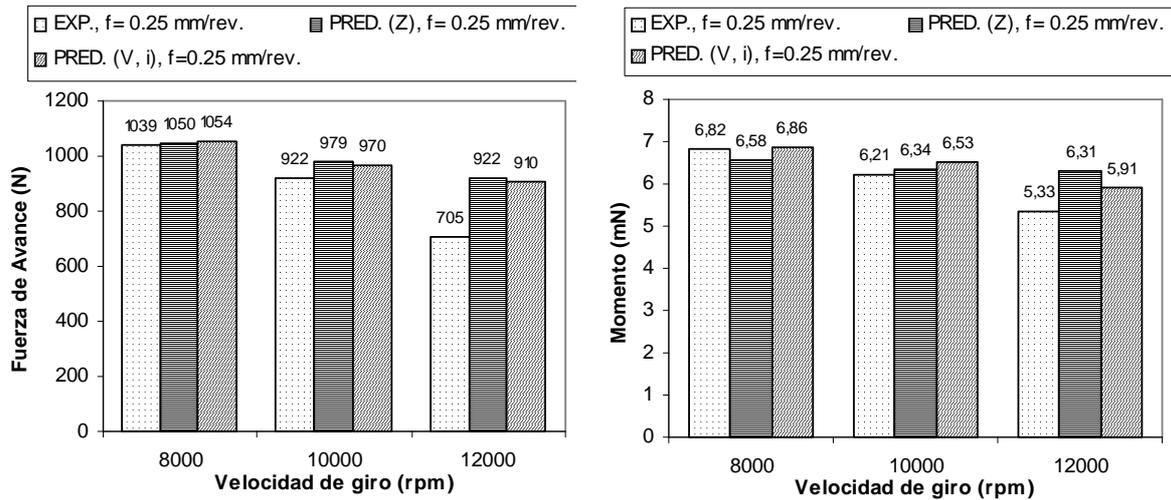


Figura 2. 14. Comparación de fuerzas (Izq.) y pares (Dcha.) experimentales y simulados con los 2 modelos. Diámetro de la broca: 6mm.

Obsérvese también en la *Figura 2. 14* la discrepancia de valores de fuerza de empuje simulada respecto a fuerza de empuje experimental para la velocidad de giro de 12000 rpm, siendo el error relativo del 31% para el modelo cuyos coeficientes están ajustados respecto a Z y del 29% para el modelo cuyos coeficientes están ajustados respecto a V e i. Dicha velocidad se encuentra fuera del rango de valores considerado en el ajuste de los modelos, sin embargo la discrepancia de los valores de par simulados y experimentales para la misma velocidad son menores, siendo del 18% para el modelo ajustado en Z y del 11% para el modelo ajustado respecto a V e i.

Resultados en ensayos fuera del rango de definición de coeficientes

Los resultados del modelo han sido también evaluados para una broca de diámetro 10 mm, diferente al diámetro 6 mm. utilizada para la caracterización del modelo. Las velocidades de giro adoptadas para estos ensayos con diámetro de broca de 10 mm son: 4138, 5570 y 6366 rpm. y los avances de 0.15, 0.20, 0.25, 0.30 y 0.35 mm/rev.

El modelo cuyos coeficientes se ajustan respecto a Z ofrece unos errores elevados (más del 50%) al considerar la broca de 10 mm, por lo que no se indican en este texto. Por tanto se concluye que habiendo realizado el ajuste respecto a Z para un diámetro de 6 mm, la extrapolación del modelo a otro diámetro conduce a una predicción muy errónea.

En cuanto al modelo cuyos coeficientes se ajustan respecto a V e i , los valores de velocidad de corte mínimo y máximo para los ensayos de caracterización con una broca de 6 mm son de 13.42 m/min y 200 m/min respectivamente, considerando el rango completo de velocidades de giro adoptado en estos ensayos. Por otro lado, en los ensayos de validación con una broca de 10 mm, dichos valores son de 12.14 m/min y 200 m/min respectivamente para el rango de velocidades de giro correspondiente. Por tanto, el mínimo de velocidad de corte para los ensayos con broca de 10 mm. está ligeramente por debajo del mínimo considerado en los ensayos de caracterización, aunque la diferencia de valores no es significativa.

Considerando ahora el ángulo de inclinación i , el valor mínimo encontrado para la broca de 6 mm es de 5.90° que corresponde al punto más alejado del filo principal respecto al eje de la broca (ángulo de punta $2\kappa'$) mientras que en la broca de 10 mm de diámetro, dicho valor es de 5.25° . Del mismo modo, los valores máximos correspondientes son de 43.88° y 44.35° respectivamente que se identifican en el punto de intersección del filo principal con el filo transversal (ángulo de punta 2κ). Igual que para la velocidad de corte las diferencias entre los límites superior e inferior son reducidas.

La Figura 2.15 muestra la comparación de los datos simulados y experimentales con la broca de 10 mm de diámetro, correspondiendo la simulación al modelo ajustado respecto a V e i . Se encuentran errores mínimos del 4% para la fuerza de empuje y del 20% para el par, y máximos del 35% y del 47% para la fuerza y el par respectivamente. Dicho error se hace más patente a medida que se incrementa el avance encontrándose los valores mínimos del error para el avance más pequeño considerado de 0.15 mm/rev.

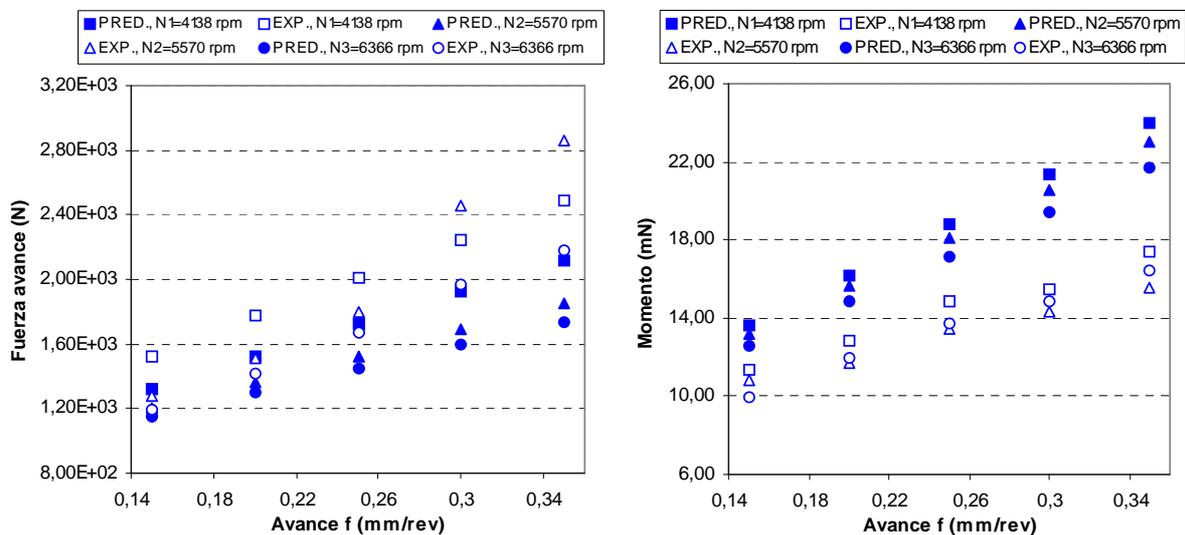


Figura 2. 15. Comparación de fuerzas (Izq.) y pares (Dcha.) experimentales y simulados mediante el modelo cuyos coeficientes están ajustados respecto a V e i .
Diámetro de la broca: 10 mm.

4.2.4.6. *Resumen y conclusiones del modelo mecanístico desarrollado*

El modelo mecanístico desarrollado predice la fuerza de empuje y el par en operaciones de taladrado. El modelo ha sido ajustado para operaciones en una aleación de aluminio 7075-T6.

En este modelo, el espesor de corte y área de corte se obtienen con un enfoque estático, sin considerar las deflexiones de la broca, ni las de la pieza. Tampoco se consideran en el modelo los errores de rectificación en la generación de los filos.

El modelo plantea un enfoque mecanístico en los filos principales a nivel de las componentes: fuerza de corte dF_{cut} , fuerza de avance dF_{th} y fuerza lateral dF_{lat} . Para lo cual considerado dos términos diferenciados en cada una de las componentes anteriores: término de cizalladura proporcional al área diferencial de corte dA y término de rozamiento proporcional a la longitud diferencial de filo dS .

El par asociado al filo transversal se ha despreciado y se ha modelizado del efecto de indentación del filo transversal como si de un ensayo de dureza se tratase. Se obtiene así la fuerza de empuje asociada al efecto de indentación a través de la dureza Brinell del material de la pieza y del área de indentación A_{ch} .

Se han propuesto dos hipótesis para obtener los coeficientes variables. Por un lado se ajustan respecto a la coordenada Z , y por otro, se ajustan respecto a la velocidad de corte V y el ángulo de inclinación i .

Los resultados obtenidos de las simulaciones y de los datos experimentales, muestran una buena correlación dentro del rango de condiciones empleado para la caracterización del modelo, utilizando una broca de 6 mm. de diámetro. Los errores relativos de fuerza de empuje y par se encuentran por debajo del 15% y los modelos responden adecuadamente frente a variaciones en los factores estudiados, velocidad de giro y avance.

La extrapolación a un diámetro de 10 mm, presenta la sensibilidad adecuada frente a los factores antes citados e inclusive al propio diámetro considerado como factor, obteniéndose valores mayores de fuerza y par respecto al diámetro de 6 mm (como consecuencia de tener una mayor cantidad de material a arrancar). Sin embargo los errores relativos en fuerza y par con este diámetro de 10 mm son superiores respecto al diámetro de 6 mm. y los errores crecen con el avance.

Una lección aprendida del desarrollo de este modelo mecanístico se refiere al volumen de ensayos requeridos para la caracterización del modelo. Es necesario ejecutar un volumen de ensayos muy elevado, dentro de un rango reducido de condiciones de corte recomendadas para la broca, y medir los esfuerzos de esos ensayos. Es probable que gran parte de las condiciones de corte en las cuales la broca modelizada pudiera trabajar, ya hayan sido testadas para la caracterización del modelo.

En la segunda hipótesis para obtener los coeficientes, en la cual éstos se ajustan respecto a la velocidad de corte V y el ángulo de inclinación i , es posible aprovechar la similitud de una familia de brocas, para considerar la influencia de otros parámetros geométricos como el ángulo de desprendimiento y el ángulo de hélice. La similitud geométrica de las brocas implica que dos brocas de distinto diámetro pero de la misma gama, tienen los

ángulos de corte iguales en los puntos del filo de corte que tienen la misma coordenada radial normalizada, entendida la coordenada radial normalizada de una broca, como la relación entre la coordenada radial del punto y el radio de la broca. Si la relación entre las velocidades de rotación de la herramienta, en dos brocas geoméricamente similares, es igual a la inversa de la relación entre los diámetros, entonces las velocidades de corte son también idénticas en puntos que tienen la misma coordenada radial normalizada, así como iguales son en esos puntos los parámetros geoméricos del corte. Esta consideración necesita un número menor de ensayos para calibrar el modelo para brocas de diámetro diferente de la misma familia.

En todo caso queda como línea de trabajo futuro el estudio en profundidad sobre la capacidad de este tipo de modelos para representar a toda una familia de brocas explotando la similitud geométrica de éstas a lo largo de la coordenada radial normalizada, con un número reducido de ensayos necesarios para caracterizar el modelo.

5. Estado del arte de la monitorización de eventos durante el taladrado OWA

5.1 Justificación de la necesidad de monitorizar el taladrado OWA

Automatizar los procesos de montaje de la industria aeronáutica, y en concreto la etapa de mecanizado de los agujeros que alojan los remaches, exige optimizar los parámetros de la operación de taladrado para asegurar calidades del agujero acordes a los requerimientos del proceso de unión por remaches y garantizar una vida de herramienta razonablemente elevada. Pero además de optimizar la operación en términos de calidad y coste de herramienta, es necesario desarrollar un conocimiento profundo del proceso de taladrado y utilizar ese conocimiento para monitorizar y controlar el proceso. De esta manera se garantiza que la operación de corte discurre siempre, en todos los agujeros de la estructura aeronáutica, de forma correcta.

Por ello, es necesario desarrollar medios productivos provistos de dispositivos de control, que permitan monitorizar y controlar sin intervención humana, la correcta ejecución de todos los taladros. Los dispositivos de control deberán avisar cuando ocurre un fenómeno no deseado que pueda poner en peligro la calidad final del agujero mecanizado, y con ello, el correcto funcionamiento del remache que dicho agujero va a alojar. En definitiva, con la optimización de parámetros se trata de anticipar y evitar los fallos en el mecanizado de los agujeros y con los dispositivos de monitorización detectar automáticamente los fallos en caso de que éstos se produzcan.

En cualquier montaje aeronáutico hay miles de remaches y por lo tanto miles de agujeros que hay que mecanizar. Durante el mecanizado de estos agujeros el desgaste de la broca va en aumento pudiendo incluso romperse la herramienta. De acuerdo a [Thangaraj, 1988] en condiciones de trabajo normales el fallo observado en brocas de diámetro inferior a 3 mm es esencialmente la rotura, mientras que para diámetros superiores predomina el desgaste.

En este trabajo nos centramos en detectar el desgaste de la herramienta, en este caso una broca, ya que detectar la ruptura es una tarea más sencilla y en la aplicación industrial que nos ocupa el problema es el desgaste progresivo de la herramienta. Una broca desgastada produce vibraciones indeseadas que afecta a la calidad de la superficie generada y a las tolerancias de posicionamiento, de cilindridad y de rectitud del agujero. El desgaste también provoca un corte ineficaz que hace aumentar las fuerzas de proceso, con lo cual se incrementa el riesgo de formación de rebabas a la salida del taladro.

Aunque la vida esperada de la herramienta podría ser estimada con anterioridad mediante métodos experimentales, en realidad, la vida de la herramienta experimenta variaciones importantes, aunque se mantengan constantes el resto de los parámetros del proceso. El mecanizado es un proceso no lineal, en el cual intervienen distintos fenómenos como la deformación plástica y la fractura del material a cortar, el impacto entre la herramienta y el material y entre la herramienta y la viruta, el contacto continuo e intermitente en distintos puntos y finalmente, la fricción.

El desgaste de broca es un proceso progresivo que se hace más visible en los puntos de mayor diámetro de los filos debido a la mayor velocidad de corte en estos puntos. Sin embargo, incluso bajo condiciones de corte constantes, el desgaste de herramienta es un fenómeno estocástico. Las razones por las cuales varía la vida de la herramienta son las discontinuidades en los materiales de pieza y de la broca, y las inevitables asimetrías producidas en la broca por el proceso de rectificado de los filos. Por todo ello, los cálculos previos de vida de herramienta no dan garantías plenas y se hace difícil predecir la vida de la herramienta, siendo necesario disponer de métodos en línea de control automático del estado de desgaste de la broca.

Dentro de la monitorización de procesos de mecanizado, monitorizar el desgaste de herramienta ha sido una disciplina de mucho interés en ámbitos científicos e industriales. Es un tema largamente estudiado desde los años 90 por la gran importancia que tiene determinar cuándo la herramienta ha de ser sustituida por una nueva. Existen numerosas referencias, patentes y algunos dispositivos comerciales para detectar el desgaste de herramienta en distintas aplicaciones industriales. Si en términos generales, el desgaste de herramienta es un tema de interés, adquiere mayor relevancia en el caso particular del mecanizado en seco, debido al efecto pernicioso de la eliminación de los fluidos de corte en la vida de la herramienta.

Una broca desgastada afecta a la calidad del agujero, lo que tiene gran importancia sobre todo en la industria aeronáutica, ya que las tolerancias permitidas son muy estrechas. En los sistemas que no se dispone de un dispositivo para detectar en tiempo real fallos durante el proceso, se cambia la herramienta tras un número determinado de agujeros, sin analizar el estado de la herramienta. Esto supone un gasto extra, tanto si la herramienta todavía es útil, como si el desgaste es tan alto que afecta negativamente en la calidad de los agujeros [Jantunen, 2002].

Por lo tanto, disponer de dispositivos que controlen el desgaste de la herramienta y detecten cuando el desgaste puede poner en riesgo la calidad del taladro, es deseable para los sistemas automáticos de remachado OWA.

En el desarrollo de esta metodología para la producción eficiente de agujeros que pueda permitir la implementación de las técnicas OWA, otro evento que debe ser objeto de

monitorización es la posible formación de rebabas y en su caso, la compatibilidad del tamaño de éstas con los requerimientos de la aplicación.

Aunque los parámetros del taladrado se optimizan para evitar la formación de rebabas, no es posible garantizar que todos los agujeros mecanizados de acuerdo a esos parámetros optimizados estén libres de rebabas. Por un lado, la herramienta se desgasta modificando el régimen de corte de un agujero a otro. Por otro lado, la propia geometría del conjunto a montar hace que varíen de un agujero a otro las condiciones de rigidez de los taladros, a la vez que varían los elementos a la salida del taladro, que son los que actúan como soporte frente a la fuerza axial responsable de la rebaba. Se explica así la necesidad de un sistema de control y monitorización de las rebabas con independencia de que los parámetros del proceso del taladrado deban optimizarse para condiciones de mínima rebaba.

Las rebabas que se originan durante el proceso de taladrado pueden producir cortocircuitos, no alineamientos y huecos que aceleran enormemente la fatiga de las uniones al favorecer la formación de grietas. Esto hace que tras la ejecución de cada taladrado sea necesario verificar si se han formado rebabas y en su caso, el tamaño de éstas, para proceder a su eliminación antes de colocar los remaches. Precisamente, la verificación de existencia de rebabas y su eliminación es caso necesario, es la principal razón por la que el proceso de ensamblado en la industria aeronáutica es prácticamente manual en la actualidad y uno de los mayores impedimentos para el OWA.

Un problema añadido es que no se conoce hasta que punto las rebabas producen fatiga [Dornfeld,1998]. En muchos casos se desbarba en exceso produciendo un gasto que no reporta beneficios.

Los principales factores que influyen en la formación de rebabas son: las propiedades del material, geometría de la herramienta, uso de lubricantes, eficiencia en la evacuación de la viruta y la estabilidad mecánica del dispositivo y del utillaje [Nichol, 2001]. A esto hay que añadir el desgaste de herramienta que resulta decisivo [Stein, 1997] y de hecho se utiliza en algunos casos como indicador del desgaste [Lee, 2003].

La mayor parte de la investigación sobre la rebaba en taladrado se basa en la reducción de la rebaba optimizando los parámetros con modelos teóricos o fenomenológicos. También se ha simulado el proceso mediante métodos de elementos finitos para predecir el tipo de rebaba y su tamaño en función de las variables del proceso. En otros se ha optimizado la geometría de la herramienta para reducir la rebaba.

Los resultados de estos trabajos son de gran importancia para la optimización del proceso de taladrado, pero no son capaces de asegurar la calidad de los agujeros porque no tienen en cuenta factores como el desgaste de la herramienta que influye en la formación de rebabas o las componentes estocásticas que no se pueden controlar. Por estas razones, incluso estableciendo un proceso industrial en condiciones óptimas en cuanto a herramienta utilizada y a parámetros de proceso, existe siempre un porcentaje no despreciable de agujeros que presentan una altura de rebaba por encima de los requerimientos del cliente.

En el sector aeronáutico en los que la calidad de los componentes mecanizados es de vital importancia para garantizar la seguridad de sus productos, los requerimientos en cuanto a la máxima altura de rebaba permitida son muy rigurosos. Por ello, no se

admiten agujeros con rebaba aunque sólo constituyan un bajo porcentaje y la fase de desbarbado no puede eliminarse. Además, como no se sabe qué agujeros tienen rebaba, se verifican todos los agujeros y se desbarban aquellos que lo exijan, aumentando el coste de la operación sin realmente obtener beneficio de todo el tiempo invertido.

Métodos para la monitorización del desgaste de herramienta han sido extensamente investigados, pero no existe ningún método equivalente aplicado a la altura de la rebaba. Un método que permita monitorizar on-line la formación de rebabas es de gran interés en aeronáutica. Un método así permitiría evitar desmontar de los utillajes y separar los componentes aeronáuticos una vez taladrados para inspeccionar la posible presencia de rebabas y aplicar la inspección y el posterior desbarbado sólo a los agujeros que incumplan los requerimientos del cliente y que hubieran sido detectados como tales por el sistema de monitorización y control de formación de rebabas.

En una primera clasificación, los métodos de monitorización se pueden clasificar en métodos directos y métodos indirectos. Los métodos directos se basan en una medida directa del evento que se quiere controlar, en nuestro caso el desgaste de herramienta y el tamaño de la rebaba. En nuestra aplicación, la utilización de sistemas de monitorización basados en medidas directas no es posible. En el caso de las rebabas sería necesario proceder a la separación de los componentes de la estructura para que se captara por sensores de visión o táctiles el estado de las inter-caras, etapa que es necesario eliminar el taladrado OWA. Tampoco es posible aplicar métodos directos a la monitorización del desgaste de la herramienta porque la geometría de la pieza junto con las virutas dificultan la inspección visual de las piezas. Por todo ello, es obligado recurrir al empleo de métodos de monitorización basados en medidas indirectas, esto es, se medirá durante el proceso alguna señal relacionada con los eventos que se quiere monitorizar.

Tradicionalmente, el desarrollo e implementación de métodos de monitorización basados en medidas indirectas ha requerido el empleo de sensores para captar la señal sensible al evento a monitorizar y por lo tanto la señal usable como medida indirecta. Los acelerómetros, los micrófonos y los sensores de emisión acústica son algunos ejemplos de sensores utilizados en sistemas de monitorización basados en medidas indirectas.

En esta investigación, se ha perseguido el desarrollo de herramientas de monitorización fáciles de implementar en entornos industriales, que no necesiten integrar en los ya complejos utillajes, estructuras de producto y medios de producción, sensores externos adicionales para adquirir las señales sensibles a los eventos a monitorizar. Se ha trabajado en el desarrollo de sistemas de monitorización basados en señales internas de la máquina, fácilmente adquiribles a través de los lazos de regulación. Debe demostrarse la fiel relación entre las señales internas de la máquina y los datos fundamentales del proceso de taladrado como son la fuerza de avance y el par de corte, y a través de estas variables fundamentales detectar los indicadores de los eventos que se pretenden monitorizar y controlar, esto es, el desgaste de la broca y la formación de rebabas de dimensiones superiores a las permitidas.

5.2 Monitorización del desgaste de la broca

Dentro de la monitorización de los procesos de mecanizado, la monitorización del desgaste de herramienta ha tenido un gran interés tanto científico como industrial. Es un aspecto estudiado desde los años 90 por la gran importancia que tiene determinar con exactitud cuándo la herramienta ha de ser sustituida por una nueva. Un remplazo adecuado de la herramienta evita gastos excesivos de herramienta que se producen si la herramienta se sustituye cuando aun está operativa. También evita mecanizados de mala calidad y rechazos en las piezas, atribuidos a una herramienta en mal estado.

En el caso del taladrado en seco, controlar el desgaste de la herramienta es aun más crítico, debido al desgaste acelerado de la broca cuando se eliminan los fluidos de corte y al efecto de la broca desgastada en la calidad del agujero y en particular en el diámetro del mismo. Los fabricantes aeronáuticos con los que se ha colaborado a lo largo de esta investigación, manifiestan que el efecto apreciado en el taladrado de aluminio atribuido a una broca desgastada es la pérdida de tolerancia en el diámetro del agujero mecanizado. Cuando detectan un diámetro de agujero por encima de las tolerancias, la broca es sustituida por una nueva. Este proceder no evita mecanizar agujeros malos.

Este apartado recoge un resumen de los métodos de monitorización, análisis de señal y técnicas de diagnóstico para sistemas de monitorización de desgaste y fallo de herramienta en operaciones de taladrado. Sólo se han considerado los métodos indirectos basados en medidas de fuerzas, vibraciones e intensidad de corriente de los motores no incluyéndose los métodos directos de monitorizado como los métodos basados en mediciones dimensionales.

Los métodos de monitorización indirectos están basados en la detección de señales sensibles al evento a monitorizar, en ese caso el estado de la broca. Se incluye un análisis de las señales que han sido utilizadas en investigaciones precedentes como indicadores del desgaste de la herramienta y de las técnicas de análisis de estas señales indicadoras, para detectar en ellas indicios del fenómeno a monitorizar. Las técnicas de análisis son de gran importancia, ya que de ellas depende que se pueda o no detectar el fenómeno deseado. No sólo hay que detectar las señales sensibles al evento a monitorizar sino que además se deben identificar los atributos de la señal sensible que caracterizan el fenómeno en cuestión. Finalmente, se debe implementar un código suficientemente simple para que funcione en tiempo real.

Como introducción al apartado, se incluye una reflexión relativa al fenómeno de desgaste de la broca en taladrado en seco de aleaciones de aluminio y a su clasificación.

5.2.1 Clasificación del desgaste de brocas y naturaleza del proceso de desgaste en taladrado seco de aluminio

La rotura de herramienta es un proceso puntual y estocástico, debido a discontinuidades en la pieza y/o en la herramienta, a irregularidades en el movimiento relativo o a la asimetría de los filos. Sin embargo, el desgaste de la broca es un proceso gradual que produce el deterioro de los flancos debido al contacto entre la herramienta y las distintas superficies de la pieza y la viruta y debido a las altas temperaturas generadas. Es el

resultado de la interacción física y química entre la herramienta y la pieza, fundamentalmente por fenómenos de abrasión, adhesión, difusión y fatiga.

El desgaste de herramienta, y en particular el desgaste de las brocas es un fenómeno muy complejo. [Abu-Mahfouz, 2003] clasifica los tipos de desgaste de broca más importantes de acuerdo a la siguiente clasificación:

- Desgaste de cráter: tiene lugar en la cara de desprendimiento de la herramienta, y se debe a las altas temperaturas que se alcanza en esta zona de la herramienta. Su estudio teórico es muy complicado y por ello la bibliografía en este tema es muy escasa. Un modelo de este tipo de desgaste en función del avance, de la velocidad y de la distancia sobre el filo aparece en [Choudhury, 2000] .
- Desgaste de flanco: parece ser el que más influye sobre la rotura de la herramienta y por ello es el tipo de desgaste que más se ha investigado, aunque los demás tipos de desgaste influyen mucho en la calidad del agujero y en la calidad superficial [Abu-Mahfouz, 2003]. Tiene lugar en la cara de incidencia de los filos de la broca debido al rozamiento entre la viruta y la herramienta combinado con las fuertes temperaturas.
- Desgaste de filo transversal: se produce en la punta de la herramienta o filo transversal, debido a los grandes esfuerzos de compresión y cizalladura combinados con las elevadas temperaturas de esta zona de contacto entre la herramienta y la pieza.
- Descascarillado en el labio o filo: fracturas en el filo de corte.
- Desgaste en los radios exteriores: desgaste en los extremos exteriores del punto de herramienta, debido a la gran fricción y a las fuerzas de impacto entre la herramienta y las paredes del agujero. En [Liu, 2000] utilizan este desgaste porque es fácil de medir y además caracteriza la vida de la herramienta.

En la Figura 2. 16 aparecen representados los desgastes de broca más frecuentes y las formas de cuantificar estos desgastes de acuerdo a [Abu-Mahfouz, 2003].

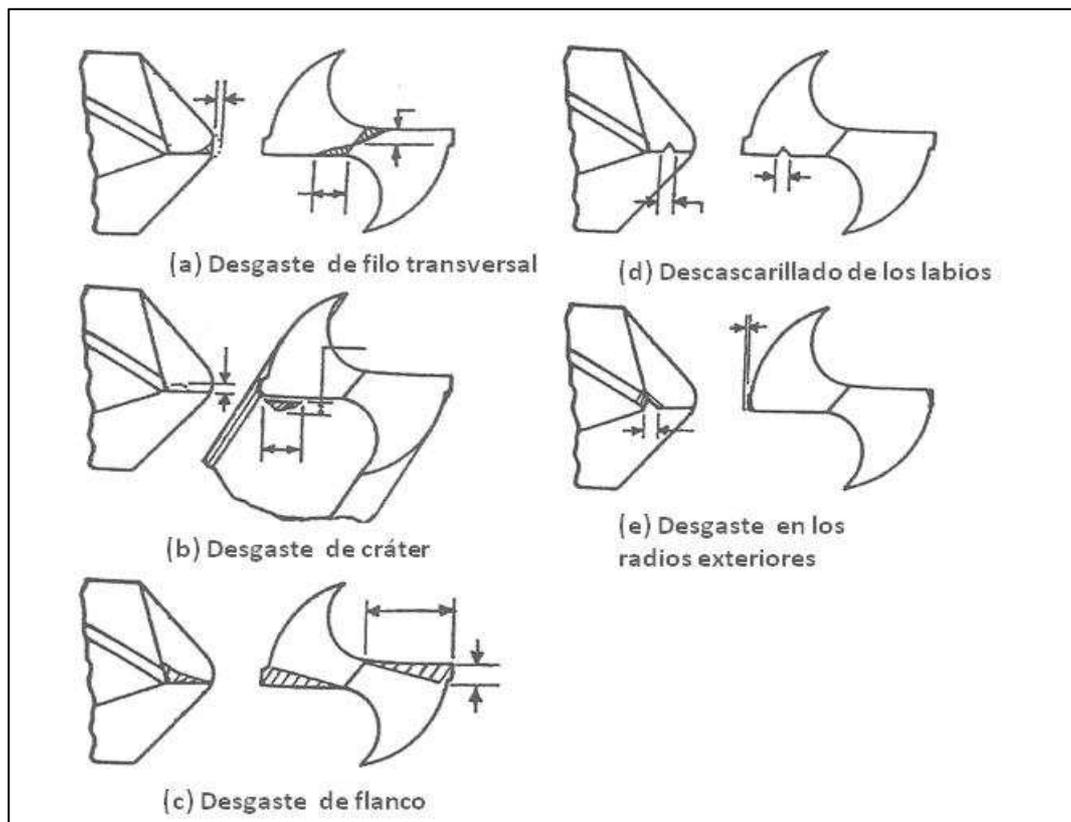


Figura 2. 16: Tipos de desgaste de una broca según [Abu-Mahfouz, 2003]

Durante el mecanizado en seco de aleaciones de aluminio aeronáutico, investigaciones precedentes han demostrado que el fenómeno que controla el desgaste de la herramienta durante los primeros metros del mecanizado es el fenómeno de abrasión y después de un determinado número de metros el deterioro de la herramienta pasa a ser controlado por el efecto de la difusión entre el material de la pieza y el material de la herramienta. El aluminio de la pieza se adhiere a la herramienta, formando en un principio una capa fuertemente adherida, fenómeno conocido como capa recrecida, en inglés Built-Up-Layer (BUL), y después el fenómeno conocido como filo recrecido, en inglés Built-Up-Edge (BUE). Con el tiempo el aluminio se difunde hacia el interior de la herramienta y fragiliza el material de la herramienta. El resultado final es una reducción drástica de la vida de la herramienta. Este proceso se ve acelerado por las temperaturas y por la baja uniformidad de la distribución de los granos de carburo en el material de la herramienta.

Ciertamente, el calor producido durante el mecanizado seco es crítico para la vida de la herramienta y las altas temperaturas hacen que el aluminio de la pieza tienda a adherirse al material bajo la acción combinada de temperatura y presión [Nouari, 2003]. La afinidad del aluminio con el cobalto es conocida y puede deducirse de la observación del diagrama de fase Aluminio-Cobalto [Steiner, 1999]. La aleación de aluminio 7075-T7351 funde a temperaturas entre 477°C y 635°C, coexistiendo entre ambas, la fase líquida y la fase sólida. Estas temperaturas están dentro del rango de las temperaturas observadas en la intercara herramienta-viruta. Aunque la herramienta puede trabajar por encima de estas temperaturas, el proceso de difusión del aluminio en el cobalto conlleva una reducción de las propiedades mecánicas del material de la herramienta. En

[Calatoru, 2008] se estudia en profundidad los mecanismos de difusión del aluminio en el cobalto durante el mecanizado del 7075-T7351 y se concluye que la afinidad del cobalto por el aluminio, la capacidad de éste de profundizar en el cobalto hasta profundidades de hasta 350 μm ., la fuerte generación de calor durante el proceso de corte y la presencia de acumulaciones del cobalto en la superficie de la herramienta inherentes al proceso productivo de la herramienta, favorecen la sustitución del cobalto por una alúmina. Se reducen así sustancialmente las propiedades mecánicas de la herramienta. Afortunadamente, los recubrimientos de herramienta pueden constituir una barrera química a este proceso de difusión.

En [Rivero, 2008] se describe una investigación del desgaste de la herramienta en fresado en seco de aluminio aeronáutico 7075-T7351. Se realiza un experimento en el cual se mecanizan más de 200m repartidos en ranuras de 300mm de longitud. Durante el mecanizado se captan la potencia de corte y las fuerzas del proceso y se registra la temperatura en la cara de desprendimiento de la herramienta mediante pirometría láser. El análisis de los datos registrados muestra que tras mecanizar 125m, la potencia consumida durante el mecanizado de una ranura sufre variaciones importantes con respecto a la potencia consumida en las ranuras sucesivas y el mismo efecto se aprecia en la fuerza axial de corte. A partir de este momento, el fenómeno de adhesión de material a la herramienta es apreciable. Cuando aparece el filo recrecido las variaciones de temperatura en la herramienta de una ranura a otra ranura, experimenta incrementos de más de 60°C, frente a incrementos de 7°C cuando aún no se ha iniciado el filo recrecido. En los primeros metros de mecanizado la temperatura media de la herramienta es 120°C, temperatura lejana a los 300°C de temperatura a la cual la difusión del aluminio (material pieza) en cobalto (material de herramienta) se incrementa y se favorece el fenómeno de filo recrecido. Tras mecanizar 300m, la temperatura medida en la herramienta sufre fuertes variaciones de una ranura a otra y aparecen ya muchos registros de temperatura por encima de 300°C.

También en [List, 2005] se investigan las causas del desgaste de herramientas de carburo en el mecanizado seco de aluminio y se establecen como causas más importantes de desgaste en este mecanizado la adhesión y la difusión. La investigación considera la forma de las virutas, las fuerzas de corte y la temperatura que se han obtenido combinado experimentos de corte ortogonal y simulaciones por elementos finitos. En condiciones de corte relativamente bajas, la temperatura en la intercara viruta-herramienta es también baja, no existe ablandamiento del material por lo que las fuerzas de corte son importantes. En estas condiciones el principal mecanismo de deterioro de la herramienta es la formación de filo recrecido (BUE), un “pegote” de material de pieza adherido a la herramienta que elimina la operatividad del filo de corte. Este fenómeno es muy inestable y el material adherido puede desprenderse nuevamente durante el corte. Una vez finalizado el proceso de corte, esta capa puede retirarse fácilmente, por lo que la adhesión de esta capa a la herramienta se considera que es puramente de naturaleza mecánica.

Cuando se emplean condiciones de corte más severas, entendiendo como tales mayor velocidad de corte y/o avances, los mecanismos de difusión y degradación química también intervienen en el desgaste de la herramienta. La difusión tiene lugar del material a la herramienta y se forma una capa fina en la superficie de la herramienta constituida principalmente por material de la pieza precipitado. Esta capa fina puede favorecer el deslizamiento de la viruta en la herramienta reduciendo así el coeficiente de

rozamiento. Por ello es muy interesante emplear condiciones de corte altas durante el mecanizado de aleaciones de aluminio [List, 2005].

5.2.2 Señales indicadoras del desgaste de la herramienta

El objetivo es medir de forma indirecta el desgaste de la broca, a través de la medición de señales que pueden ser indicadores de la evolución del desgaste. No se consideran los métodos de medición directa del estado de la herramienta. Aunque se han realizado numerosos intentos por desarrollar este tipo de métodos, aun son muy complicados y costosos para aplicaciones prácticas.

En la monitorización del estado de la herramienta resulta lógico adquirir como señales indicadoras del desgaste, las fuerzas de proceso, ya que las fuerzas aumentan con el desgaste de la herramienta debido a una menor ineficiencia de corte y al aumento de la fricción entre la pieza y la herramienta. La sensibilidad de las fuerzas de corte con el estado de la herramienta, hace que la medición de los esfuerzos de corte: el par y la fuerza de avance, sean una de las técnicas más empleadas para monitorizar la herramienta en tiempo real. La mayor desventaja es que las fuerzas de corte dependen de las condiciones de proceso.

Las fuerzas de proceso se pueden captar mediante galgas de deformación, pero también se han utilizado sensores basados en corrientes de Eddy colocados cerca del porta-herramientas. En [Brinksmeier, 1990] se describe este método para medir el par de proceso, el sensor Eddy se coloca a 0,2-0,5 mm del eje de la herramienta, y su aplicación a la detección del desgaste y del fallo de la herramienta ha sido patentado en Alemania.

En [Liu, 2000] se describe un sistema de monitorización para taladrado de acero con herramientas de acero rápido basado en las medidas de la fuerza de avance y del par corte. En lugar de implementar un modelo lineal, han desarrollado un método basado en redes de polinomios para predecir el desgaste de la herramienta. Las señales se captan a través de un dinamómetro Kistler colocado debajo de la pieza a taladrar y las predicciones se centran básicamente en el desgaste de los radios exteriores.

En [Lin, 1995] se han deducido fórmulas para la fuerza de avance y par como funciones del avance por revolución, el radio de la herramienta y el desgaste. Se ha comprobado la validez del modelo lineal de la fuerza de avance con el desgaste, en experimentos con aleaciones de cobre. Sin embargo, se ha visto que la vida de la herramienta depende también de la dureza del material de trabajo, que no siempre es uniforme. Por ello existe una componente aleatoria que no se puede controlar durante una operación industrial real. Además, también las fuerzas dependen de la dureza del material. Por estas razones, para poder implementar una monitorización fiable a partir de un modelo es necesario que las variaciones de la dureza del material sean reducidas, es decir, cuando el material es suficientemente homogéneo, cosa que sin embargo no sucede normalmente en condiciones industriales.

En términos generales, se han obtenido mejores resultados con la fuerza de avance que con el par, con lo cual la fuerza de avance es considerado un mejor indicador del desgaste que otras componentes de la fuerza de corte. En [Ertunc, 2004] se concluye que el rango de variación que experimenta la fuerza de avance entre la herramienta afilada y

la herramienta desgastada, es mayor que el sufrido por el par, por lo cual la fuerza de avance es mejor indicador del desgaste al mostrar más sensibilidad. Este investigador propone distintos métodos de análisis de la fuerza de avance y el par, para desarrollar un sistema para monitorizar el desgaste de la herramienta en tiempo real.

Otros investigadores utilizan la corriente de motor de avance y la corriente del motor del cabezal como señales indicadoras del desgaste. Estas magnitudes tienen en principio la misma información que las fuerzas con la ventaja de que son mucho más fáciles de captar directamente del control de la máquina. Como la corriente del cabezal es equivalente a la medida del par, y la corriente del motor de avance se relaciona con la fuerza de avance, proporcionan información sobre el desgaste de la herramienta. En [Li, 1999] se analiza la influencia del desgaste de herramienta, en concreto del desgaste del flanco y de parámetros de corte como el diámetro de la broca, la velocidad de corte, y el avance, en la amplitud de las intensidades de los motores durante operaciones de taladrado en seco de acero. La intensidad del motor de avance es especialmente sensible al desgaste de la herramienta debido al aumento en la fricción entre la herramienta y la pieza. Además, la relación entre ellas y el desgaste es aproximadamente lineal, al igual que la relación entre el diámetro y las intensidades. Sin embargo la dependencia con la velocidad es más compleja: primero crece, luego fluctúa y finalmente disminuye. Se obtiene relación de la intensidad del motor con los parámetros de proceso, diámetro y desgaste de herramienta mediante regresión con coeficientes de correlación cercanos a uno que después se utilizan para definir las estrategias de cambio de herramienta.

Aunque las vibraciones se utilizan con frecuencia para monitorizar el estado de máquinas rotativas, su aplicación a la monitorización del estado de la herramienta es reducida. Las razones son la sensibilidad de estas señales al ruido presente en los procesos de mecanizado y la dependencia de las vibraciones con el material, las condiciones de corte, la estructura de la máquina y los utillajes de las piezas. Los métodos basados en vibraciones utilizan acelerómetros que captan las vibraciones en los distintos ejes. Estos métodos utilizan acelerómetros para captar las vibraciones en los tres ejes de la pieza cubriendo el rango de frecuencias entre 1Hz y 16kHz aproximadamente.

Las fuerzas radiales pueden dar cuenta de la asimetría en los filos de la broca, ya que en tal caso las fuerzas de los filos no se compensan adecuadamente. Normalmente debido a la tolerancia permitida en la fabricación de herramientas, uno de los filos es más alto que el otro, de manera que en la etapa inicial sufre un desgaste mayor hasta que ambos se igualan. Cuando esto ocurre el segundo filo está más afilado y por tanto es ahora el que mayor peso tiene en el proceso de corte. Se produce así una alternancia entre ambos filos hasta que ambos quedan igual de desgastados [Elwardany, 1996] y si la herramienta no es remplazada se llega a la ruptura de la broca. Este fenómeno puede verse reflejado en las señales de las fuerzas laterales.

La captación de sonido mediante micrófonos también se ha utilizado con esta finalidad y es de esperar que proporcione la misma información que las vibraciones, ya que ambos se refieren a la vibración de la estructura herramienta-pieza. Aunque existe una gran diferencia de cómo afectan a unas u a otras las perturbaciones de otras fuentes de vibración no de desgaste. Las medidas de sonido son más vulnerables que las vibraciones a las perturbaciones, pero por otro lado es bueno considerar que los operarios de las máquinas a menudo confían en su oído para saber si la herramienta está

gastada o no. El rango de frecuencias corresponde normalmente al rango sensible del oído humano: 20Hz – 20kHz, pero en algunos trabajos se han estudiado rangos mayores llegando hasta los 40kHz.

Otras señales investigadas para desarrollar sistemas de monitorización del estado de la herramienta son las señales de emisión acústica. La emisión acústica se debe a pequeños desplazamientos en el material debido a las ondas de tensión, que rápidamente se convierten en energía transmitida al material o a la superficie. Abarca el rango de frecuencias entre 100 y 1000 kHz., baja frecuencia, en torno a 200 kHz, para analizar el desgaste de herramienta, y alta (800 kHz) para detectar rupturas de la herramienta.

La principal ventaja de estas señales es que su rango de frecuencias está muy por encima del de las vibraciones de la máquina y del ruido ambiental. Sin embargo, por esta misma razón requieren una frecuencia de muestreo muy alta, filtrado del ruido, espacio en disco, memoria y velocidad de procesado de señales. Las señales de emisión acústica, procedentes de un sensor colocado en el cabezal, se han analizado mediante análisis de wavelets y utilizadas en redes neuronales para la detección del desgaste en operaciones de fresado [Li, 1999b]

Otro parámetro utilizado para monitorizar el estado de la broca es el tiempo transitorio [Ertunc, 2004]. Cuando la broca empieza a penetrar en el material, la potencia de corte es casi cero, y entonces se incrementa gradualmente hasta que alcanza un valor estable, correspondiente al momento en el cual toda la herramienta está embebida en el material y todo el filo está cortando. Este tiempo se conoce como tiempo transitorio. Cuando el proceso de taladrado acaba, la punta de la herramienta empieza a salir del material, y el par empieza a reducirse hasta que se hace nuevamente cero cuando toda la broca ha salido del material. Por otro lado, la velocidad de corte es máxima en el punto del filo de mayor diámetro, en los extremos de la broca, la temperatura se incrementa más en esta zona de la broca, y favorece que la herramienta empiece a desgastarse por los extremos. Cuando el desgaste de los extremos progresa, el ángulo de punta y la longitud de los filos se reducen por la pérdida del filo. El resultado es que el tiempo transitorio o el tiempo que necesita la broca para entrar totalmente en el material aumenta con el desgaste de los extremos. Si este desgaste es importante el tiempo transitorio aumenta considerablemente y puede entonces ser utilizado como parámetro para monitorizar el desgaste de la herramienta. Para determinar con exactitud el tiempo de transición de una operación de taladrado, debe filtrarse la señal del par y después derivarla para detectar el momento en el cual se hace cero, momento que se corresponde con el final del tiempo de transición.

5.2.3 Métodos de análisis de señales indicadoras del desgaste de la broca

Los métodos de análisis pretenden captar los atributos de la señal más sensibles al desgaste. Conviene trabajar con aquellos atributos de la señal que sean lo menos dependiente posible a los parámetros de corte. En este caso, el método de monitorización resulta ser más general y puede aplicarse en un rango más amplio de condiciones de corte.

Una vez detectados los indicadores de desgaste se deben desarrollar códigos para discriminar esos indicadores, ya que se pretende que el sistema de monitorización funcione en tiempo real.

El método de diagnóstico más simple está basado en umbrales y consiste en comparar ciertos atributos de la señal, llamados indicadores de desgaste, con límites establecidos previamente. Un determinado indicador por encima o por debajo de un límite indicaría fallo en la herramienta. Estos tipos de límites fijos se utilizan a menudo en los sistemas de monitorización y son la base de los sistemas expertos basados en reglas.

De forma similar, se pueden también implementar sistemas de lógica borrosa en los cuales estos límites son borrosos, los límites no están exactamente definidos y a menudo se solapan.

En los sistemas de diagnóstico a veces es más efectivo analizar la tendencia de una señal monitorizada o parámetro antes de analizar su valor absoluto, debido a que existen otras causas que afectan al valor absoluto del parámetro. Por ejemplo se puede decir que la herramienta está desgastada cuando la amplitud del indicador de señal es x veces la amplitud inicial.

El análisis de una señal en el dominio del tiempo no ofrece a primera vista mucha información, o al menos analizarla en su formato de imagen, consumiría mucho tiempo. Extrayendo de la señal en el tiempo unos valores estadísticos adecuados, ha sido utilizada para elaborar modelos de desgaste o para controlar el estado de la herramienta.

Normalmente se calculan parámetros estadísticos como el valor cuadrático medio (RMS), la media aritmética, el máximo, el mínimo, la desviación estándar, la curtosis y el tercer momento (skewness).

En la mayoría de los trabajos de vibraciones se ha concluido que este análisis no ofrece información sencilla acerca del desgaste o la rotura, pero existen algunas aplicaciones de mayor o menor éxito cuando este análisis se aplica a la fuerza de avance y al par.

Debido a la gran variación de los datos por la alta dinámica del proceso, a menudo se utilizan valores medios de periodos de tiempo largos para hacer los estudios estadísticos. Por ejemplo valores medios de la fuerza de avance y del par se emplean para elaborar modelos de desgaste en [Lin, 1995]. En [Radhakrishnan, 1981] se han utilizado el valor medio, el valor pico y la desviación estándar de la señal de la fuerza de avance y de la señal del par como indicadores del desgaste de herramienta durante el taladrado de materiales compuestos, de todos ellos, se ha detectado la desviación estándar de la fuerza de avance como el mejor indicador del desgaste, este indicador está a la vez relacionado con desviaciones en la calidad superficial del agujero.

La curtosis es el cuarto momento central de la distribución gaussiana y es una medida de cuanto se desvía de una distribución normal. Por esa razón, resulta útil para identificar transitorios o eventos localizados como la detección de la rotura de herramienta. Incluso se puede utilizar para identificar falsas alarmas asociadas a la generación de picos, como sucede por ejemplo cuando una herramienta nueva empieza el corte [Elwardany, 1996].

Otro tipo de análisis en el dominio del tiempo es el método de diagrama de fase que consiste en representar dos señales en un plano cartesiano, y establecer áreas de referencia. En [Ertunc, 2001] y [Ertunc, 2004] las señales a graficar para detectar el desgaste de herramienta son el par y el avance. Existiría un rectángulo de referencia para los datos obtenidos a partir del taladrado con herramientas nuevas. A medida que la herramienta se desgasta, el número de puntos de la señal que quedan dentro del rectángulo decrece, de manera que se puede establecer un cierto umbral para detener el proceso y cambiar la herramienta antes de que se produzcan fallos.

También en [Ertunc, 2001] y [Ertunc, 2004] con el mismo objetivo de detectar el desgaste de una broca, se analiza en el dominio del tiempo una señal, en este caso la señal del par de corte y el atributo de la señal utilizado como indicador de desgaste es el tiempo transitorio. Según la broca entra en el material a cortar el par se incrementa desde cero cuando el chisel o filo transversal toca el extremo del material hasta un valor “máximo” que corresponde al punto en el cual toda la longitud del filo de corte está ya dentro del material. Este método se basa en la hipótesis de que este tiempo transitorio aumenta con el desgaste de la broca. La broca se desgasta más en el extremo (desgaste en los radios exteriores) punto en el cual se da la máxima velocidad de corte, el mayor contacto y por lo tanto la mayor temperatura. Este desgaste reduce progresivamente el ángulo de punta y la longitud de los filos de la broca porque se elimina el afilado, por lo que el tiempo transitorio crece. Para utilizar el tiempo transitorio de la señal de par como indicador de desgaste, se filtra la señal y se calcula la derivada de ésta. Cuando el tiempo de transitorio supera un umbral el proceso se detiene, de manera que no se daña la pieza en lo posible.

En el dominio de la frecuencia, el método más conocido es el método de la transformada de Fourier, que proporciona información sobre las componentes de frecuencia que constituyen la señal, pero presenta ciertas limitaciones: la amplitud de las vibraciones se ve afectada por las no homogeneidades del material o por fracturas locales, provocando falsas alarmas y la rotura de la herramienta provoca un alto nivel de vibraciones transitorias que no se captan en un análisis de Fourier.

Para minimizar estos efectos se promedian los espectros de un cierto número de agujeros, en los cuales el desgaste se puede considerar el mismo. Además, se aplica el método del trapecio para calcular el área bajo el espectro de potencias en un rango de frecuencias en lugar de tomar frecuencia por frecuencia [Elwardany, 1996].

Se ha probado que el contenido espectral de las fuerzas de corte en sus altas frecuencias, especialmente el que corresponde a las fuerzas laterales, crece a medida que se desgasta la herramienta y se aproxima la rotura, y su comportamiento es independiente de las condiciones de corte. Una técnica muy útil consiste en forzar ciertos tipos de desgaste y ver cómo se refleja en el espectro. De esta forma se ha conseguido ver cómo se suceden los tipos de desgaste a lo largo de la vida de la herramienta [Elwardany, 1996]. Pocos agujeros antes de la rotura la amplitud de las vibraciones fluctúa y crece fuertemente, lo que puede ser un indicativo de rotura inminente.

Otra herramienta de análisis en el dominio de las frecuencias es la transformada wavelets. La transformada wavelet permite obtener información de las frecuencias distribuidas en el dominio del tiempo, sin perder información de la señal en el tiempo. Por lo que resulta de particular utilidad en la detección de fenómenos puntuales

localizados en el tiempo, es decir, asociados a muy altas frecuencias. Por ello, se ha utilizado para detectar la rotura de la herramienta a partir de señales de emisión acústica y de corriente [Li, 1999b]. También hay aplicaciones de wavelets al fenómeno de desgaste de herramienta, en [Abu-Mahfouz, 2003] los coeficientes wavelets de las vibraciones producidas captadas durante el taladrado sirven de entrada en una red neuronal con el fin de detectar el desgaste de herramienta.

Un ejemplo de aplicación de lógica borrosa a la monitorización del desgaste de la herramienta se describe en [Li, 1999b][Li, 2000]. Se basa en modelos de las corrientes del motor de avance y del motor del cabezal para distintos niveles del desgaste del flanco, estos modelos que alcanzan un coeficiente de correlación con los valores reales de corriente de 0,97. A continuación se calculan unas ciertas funciones borrosas de pertenencia (membership function) para cada magnitud (en ese caso fuerza de avance y par) que luego se ‘ponderan’, dando más peso a aquella magnitud que es más sensible con el desgaste (fuerza de avance). Cuando estas funciones superan un cierto umbral establecido previamente, significa que la herramienta ha alcanzado un estado de desgaste inaceptable [Li, 2000].

El empleo de redes neuronales puede verse como un intento de automatizar la generación de las leyes de diagnóstico. Las redes neuronales son herramientas analíticas no lineales capaces de reconocer patrones de una señal con ruido y estimar las relaciones no lineales. Permiten automatizar la monitorización, ya que se basan en ciertas reglas establecidas a partir de resultados experimentales previos. ‘Aprende’ cómo influyen los diferentes parámetros en un determinado fenómeno, en este caso sobre el desgaste de la herramienta, evaluado bien directamente o indirectamente por su influencia en la rugosidad del agujero u otras magnitudes. Sus principales ventajas son la capacidad de aprendizaje, la eliminación del ruido y la posibilidad de procesar los datos en paralelo [Abu-Mahfouz, 2003]. También en [Panda, 2006] se demuestra la eficiencia de las redes neuronales para predecir el desgaste de una broca de acero rápido durante el taladrado de acero. En este caso la red neuronal es entrenada con los esfuerzos de corte: fuerza y par, medidos mediante una mesa dinamométrica durante los ensayos de corte; el avance por revolución, el ancho de viruta, el diámetro y las revoluciones y finalmente el desgaste del flanco medido mediante un microscopio digital. En estas referencias se consiguen predicciones correctas en un porcentaje superior al 90%. El problema de estos sistemas es el alto número de iteraciones necesarias para el aprendizaje.

También aparecen aplicaciones del método de los modelos Hidden Markov (HMMs) al desgaste de la herramienta. Este método es muy conocido desde los años 70 en el área de reconocimiento de patrones para el reconocimiento del lenguaje [Rab89]. Posteriormente se ha extendido a otras áreas, como sistemas de comunicación, seguimiento, monitorización y detección de fallos, robótica y reconocimiento de caracteres [Ertunc, 2001]. Los modelos de Markov son una extensión de las cadenas de Markov, que representan procesos aleatorios de variables discretas, en las que un cierto número de estados están ligados por un número de transiciones posibles, con una probabilidad que únicamente depende del estado actual. La diferencia con éstas es que los modelos de Markov son doblemente estocásticos, ya que la salida también es estocástica.

Son métodos muy complicados, que requieren un amplio conocimiento de procesos estocásticos, aunque parecen dar buenos resultados [Ertunc, 2001]. En esta referencia, recogen señales de fuerza y potencia, introducen los datos en el modelo, éste clasifica el estado de la herramienta y asigna una probabilidad a cada estado. Nuevamente la señal de avance parece ser más sensible al desgaste que la señal de par.

5.3 Monitorización de la formación de las rebabas

En el desarrollo de esta metodología para la producción eficiente de agujeros que pueda permitir la implementación de las técnicas OWA, otro evento que debe ser objeto de monitorización es la posible formación de rebabas y en caso de producirse, la compatibilidad del tamaño de éstas con los requerimientos de la aplicación.

Precisamente la eliminación de las rebabas ha constituido el principal freno a la automatización de los procesos de ensamblado aeronáuticos, pues obligaba a separar las partes a unir tras la producción del agujero para asegurar mediante inspección visual que todas las rebabas estuvieran por debajo de las tolerancias permitidas.

Un sistema capaz de detectar y avisar de la formación de rebabas de tamaño superior a la tolerancia admisible, permitiría evitar desmontar las piezas de los utillajes para separar los componentes una vez taladrados e inspeccionar la posible presencia de rebabas y aplicar la inspección y el posterior desbarbado sólo a los agujeros que incumplan los requerimientos aeronáuticos.

La mayor parte de la investigación sobre la rebaba en taladrado se basa en la reducción de la rebaba optimizando los parámetros con modelos teóricos o fenomenológicos. También se ha simulado el proceso de formación de la rebaba mediante métodos de elementos finitos para predecir el tipo de rebaba y su tamaño en función de las variables del proceso. En otros estudios se ha optimizado la geometría de la herramienta para reducir la rebaba. Pero al contrario del fenómeno de desgaste de la herramienta, en el cual los estudios para monitorizar el desgaste de herramienta han sido extensamente investigados, no existe ningún método equivalente aplicado a la altura de la rebaba.

Los principales factores que influyen en la formación de rebabas son: las propiedades del material, geometría de la herramienta, uso de lubricantes, eficiencia en la evacuación de la viruta y la estabilidad mecánica del dispositivo y del utillaje [Nichol, 2001]. A esto hay que añadir el desgaste de herramienta, que resulta decisivo [Stein, 1997] y de hecho se utiliza en algunos casos como indicador del desgaste [Lee, 2003].

La rebaba es consecuencia de un proceso de deformación plástica y de fractura. La hipótesis básica es que en la frontera del material remanente con la viruta formada, comienza una zona de deformación plástica que combina la cizalladura y la torsión. Esta deformación es soportada por el material remanente del agujero, el material aun no cortado, pudiéndose alcanzar el límite de fractura del material. Alcanzado este límite de fractura, el material remanente forma la rebaba. La geometría de la rebaba final depende del punto de fractura y de la cantidad de deformación plástica, que en gran medida depende de la ductilidad del material [Ko, 2001].

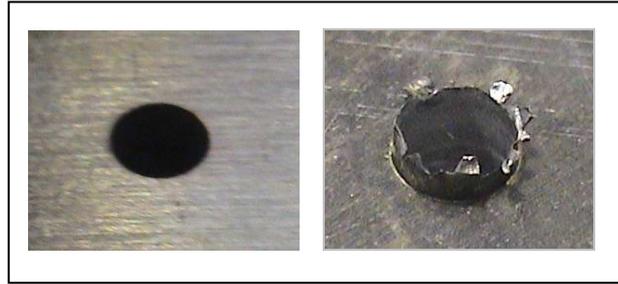


Figura 2. 17: Taladros sin rebaba y con rebaba corona.

Existen dos tipos principales de rebaba: una relativamente pequeña y uniforme, y otra grande e irregular, denominada corona. Por supuesto, ésta última es la menos deseada, ya que supone un gasto mayor para desbarbar (Figura 2. 17).

En [Ko, 2001] dan otra clasificación basada en el punto en el que se produce la primera fractura, tal como se indica en Figura 2. 18. Tipo A, sin tapa por fractura, que no tiene rebaba o es muy pequeña, se produce en materiales frágiles en los que la deformación plástica no es grande; Tipo B, rebaba con tapa por fractura en el borde, que es uniforme y relativamente pequeña; Tipo C, corona sin tapa por fractura en el punto central, que es enorme e irregular.

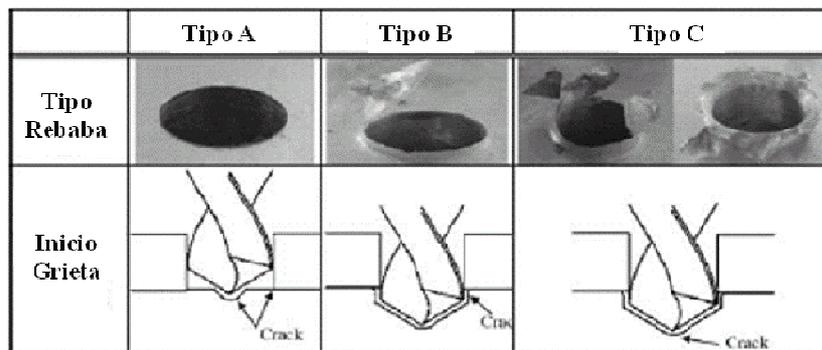


Figura 2. 18: Tipos de rebaba [Ko, 2001].

La aparición de un tipo u otro depende en gran medida de la fuerza de la fuerza de avance, ya que es ésta la que más influye en el espesor de la deformación a la salida. En efecto, el primer parámetro a tener en cuenta es la fuerza de avance, que a su vez depende en gran medida del avance de la operación. Afecta directamente a la deformación plástica del material en la etapa final del taladrado y por lo tanto influye de forma decisiva en la formación de la rebaba. Cuando la fuerza de avance es grande se producen antes las deformaciones plásticas, el espesor es mayor a la salida y se favorecen la formación de las rebabas grandes tipo corona. De acuerdo con esto, para herramientas convencionales, la rebaba pasa a ser de tipo corona cuando se aumenta el avance por revolución.

Sin embargo, la transición de un tipo a otro también depende de la geometría de la herramienta, de manera que la corona se forma cuando la punta soporta mayores tensiones que en el borde del agujero. Considerando un ángulo de punta mayor las tensiones en un punto y otro no son muy diferentes, de manera que la fractura comienza siempre en el borde. De acuerdo con estos resultados experimentales se ha llegado a la

conclusión de que existe un ángulo de punta crítico a partir del cual no se forma la rebaba de tipo corona [Ko, 2001].

Por otro lado, también se puede clasificar en función de la altura y el espesor alrededor del agujero. En la Tabla 2. 7, se presenta la clasificación hecha en [Kim, 2000] para el caso del acero AISI 304L: Tipo I (altura < 5% diámetro), Tipo II (altura 5-15% diámetro) y Tipo III, que corresponde a corona (altura > 45% diámetro). En [Min01] se tiene un trabajo equivalente para AISI 4118. Los rangos de cada tipo de rebaba dependen del material

	Tipo I	Tipo II	Tipo III
Tipo de rebaba	Uniforme		Corona
Altura (mm)	~ 0.15	0.15 ~ 1.0	1.1 ~ 1.5 (d/2)
Altura/espesor	0.8 ~ 1.6	1.5 ~3.2	3.8 ~ 5.3

Tabla 2. 7 Clasificación de rebabas para AISI 304L [Kim, 2000]

En relación a la formación de rebabas se han seguido distintas líneas de investigación, y debido a la complejidad del fenómeno, la investigación inicial ha sido experimental. Uno de los enfoques más importantes consiste en optimizar los parámetros de proceso para minimizar las rebabas a la salida. Recientemente han sido desarrollados cartas de control de rebabas, que son herramientas basadas en resultados experimentales para predecir y controlar la formación de rebabas. Se consideran los parámetros que más influyen, el avance y la velocidad de corte, y se utilizan para seleccionar los valores más adecuados para reducir la rebaba en lo posible.

El primer parámetro a tener en cuenta es la fuerza de avance que depende del avance. Afecta directamente a la deformación plástica del material en la etapa final del taladrado y por lo tanto influye de forma decisiva en la formación de la rebaba. La relación entre la fuerza de avance y el avance se puede aproximar por un modelo en el que se considera cizalladura plana. Una vez fijado el material y la geometría de la herramienta, la tensión efectiva (F/A) es proporcional al avance/diámetro, que es el parámetro del que depende la rebaba [Min, 2001] .

El otro parámetro importante es la velocidad de corte, ya que afecta a la temperatura generada en los filos y ésta, a su vez, afecta a las propiedades del material que se comporta de forma más dúctil con el aumento de la temperatura lo cual favorece la deformación plástica responsable de la rebaba. Las aleaciones de aluminio 2024 muy utilizadas en aeronáutica para fabricar pieles, tienen una zona plástica caracterizada por una tensión de fluencia de 392 Mpa a una temperatura de 27°C , disminuyendo el valor de la tensión de fluencia a 222 Mpa a una temperatura de 107°C [Lauderbaugh, 2003] . Por ello, la temperatura en el material pieza a la salida de la broca, tiene un efecto importante en el tamaño de la rebaba. La velocidad de corte también influye en el desgaste de la herramienta, que incide también en la formación de rebaba [Min, 2001] .

En las referencias [Kim, 2000] [Kim, 2001] [Min, 2001] construyen ‘mapas’ basados en experimentos con estas dos variables para acero (AISI 304L y AISI 4118-automóvil) con y sin refrigerante y brocas de diferentes diámetros y dos filos. Pueden predecir el tipo de rebaba, aunque no se elabora un modelo cuantitativo para minimizarla.

En la referencia [Dornfeld,1998] se dice que se están elaborando cartas para el caso del titanio, pero no se muestran los resultados.

También en esta línea, en la referencia [Lee, 2003] se desarrolla una carta de control para minimizar la rebaba en micro-taladrado. Además, se utiliza la rebaba como un indicador del desgaste de la herramienta, ya que sufre un crecimiento explosivo poco antes de su rotura. Con ambos resultados se construyen sendos modelos empíricos cuadráticos para la rebaba y para la vida de la herramienta, de manera que superponiéndolos se pueden elegir los parámetros óptimos para minimizar la rebaba y el gasto en herramientas, a la vez que se maximiza la productividad.

Una segunda línea de investigación es la optimización de la geometría de herramienta para minimizar el tamaño de la rebaba, llegando a desarrollos óptimos cuando los ángulos de punta son grandes y el tamaño del filo transversal pequeño.

En [Ko, 2001] analizan la influencia de la geometría de la herramienta en la formación de rebabas en el caso de aluminio, entre otros materiales. Para controlar el tamaño de la rebaba desarrollan una nueva broca, basada en trabajos anteriores, que se diferencia de las tradicionales en tres características: la longitud del filo trasversal, un mayor ángulo de punta y una geometría específica de los canales. Con ello se pretende aumentar la rigidez y reducir la resistencia para aumentar la precisión y la productividad. Con esta herramienta se consiguen rebabas mucho más pequeñas y uniformes. Con argumentos teóricos y con medidas sobre las rebabas que se forman, establecen que para reducir la rebaba, el ángulo de punta ha de ser lo mayor posible y al mismo tiempo reducirse el filo trasversal.

En [Gaitonde, 2006] se presenta una aplicación de Taguchi para minimizar tanto la altura como la anchura de la rebaba, cuando los parámetros de entrada son la velocidad de corte, el avance el ángulo de punto de la broca y el ángulo de incidencia del filo. El estudio de experimentos se aplica al taladrado de AISI 316L y en el rango de parámetros estudiado concluye que los mayores efectos sobre la rebaba se deben a los parámetros de la broca, esto es, al ángulo de punto y al ángulo de incidencia.

El taladrado OWA pasa por seleccionar una geometría de broca que minimice el tamaño de las rebabas en las aleaciones aeronáuticas y optimizar los parámetros de proceso: velocidad de corte y avance. Sin embargo, aunque los parámetros geométricos de la broca y los parámetros de proceso hayan sido definidos garantizando que las rebabas a la salida del taladro están dentro de tolerancias, no se puede garantizar que a lo largo de los muchos agujeros que se realizan para unir las estructuras aeronáuticas, no vaya a producirse rebabas. La explicación se atribuye a que el fenómeno de formación de rebabas, también depende de aspectos como la rigidez de las piezas en los utillajes y del desgaste de la herramienta, que son parámetros de proceso que varían a lo largo de los numerosos remaches de las estructuras aeronáuticas. Se hace pues necesario controlar que no se han producido rebabas después del taladrado. Así como existen investigaciones que se refieren a la detección de “rebabas” cuando se taladra materiales compuestos, entendiéndose por rebaba el fenómeno de delaminación de fibras, que

consiste en la ruptura de éstas debido a las fuerzas de avance y a su salida de la matriz, no se han encontrado referencias de monitorización y control on-line de la formación de rebabas [Peña, 2005].

CAPÍTULO III: DESARROLLO DE LA METODOLOGÍA PARA FACILITAR LA IMPLEMENTACIÓN DEL TALADRADO OWA.

1. Introducción

En el capítulo anterior se han analizado los problemas que se plantean para la implementación de técnicas de taladrado OWA en la industria. También se han revisado el estado del arte de las distintas disciplinas tecnológicas involucradas en el desarrollo de técnicas de producción de agujeros en aluminio para procesos industriales de inserción de remaches.

En este capítulo, y a partir de un conocimiento profundo de los problemas derivados de la eliminación de fluidos de corte en el taladrado de aleaciones de aluminio, se propone una metodología que permite superar estos problemas y mecanizar agujeros de acuerdo a las exigencias aeronáuticas de calidad.

También se incluye el desarrollo de metodologías para el control de dos de los principales eventos que pueden ocurrir en la industria, durante los procesos de taladrado para el remachado, como son la formación de rebabas y el desgaste progresivo de la broca.

En el apartado 2 se proponen estrategias para desarrollar con éxito el taladrado en seco y en régimen de alta velocidad de aleaciones de aluminio. En el apartado 3 se desarrolla una metodología para establecer los parámetros de proceso adecuados. En el apartado 4 se trabaja sobre una metodología para controlar la formación de rebabas y por último en el apartado 5 se trabaja en la monitorización del desgaste de la broca.

2. Estrategias para el desarrollo de proceso de taladrado OWA

En el capítulo II se han analizado todos los efectos negativos derivados de la eliminación del lubricante, y se han indicado sobre cuales aspectos del proceso se debe actuar para afrontar con garantías de éxito todos estos inconvenientes.

El análisis realizado ha concluido en que el éxito del taladrado seco de las aleaciones de aluminio pasa por evacuar la viruta y limitar la generación de calor, y este último aspecto podría formularse como reducir la fricción entre herramienta y viruta y disminuir las fuerzas de corte.

La Figura 3. 1 recoge las tres acciones clave para reducir los problemas en el taladrado en seco, en esta figura, las flechas muestran las contribuciones de cada una de las acciones clave. Esta figura asienta las bases para el desarrollo del taladrado en seco.

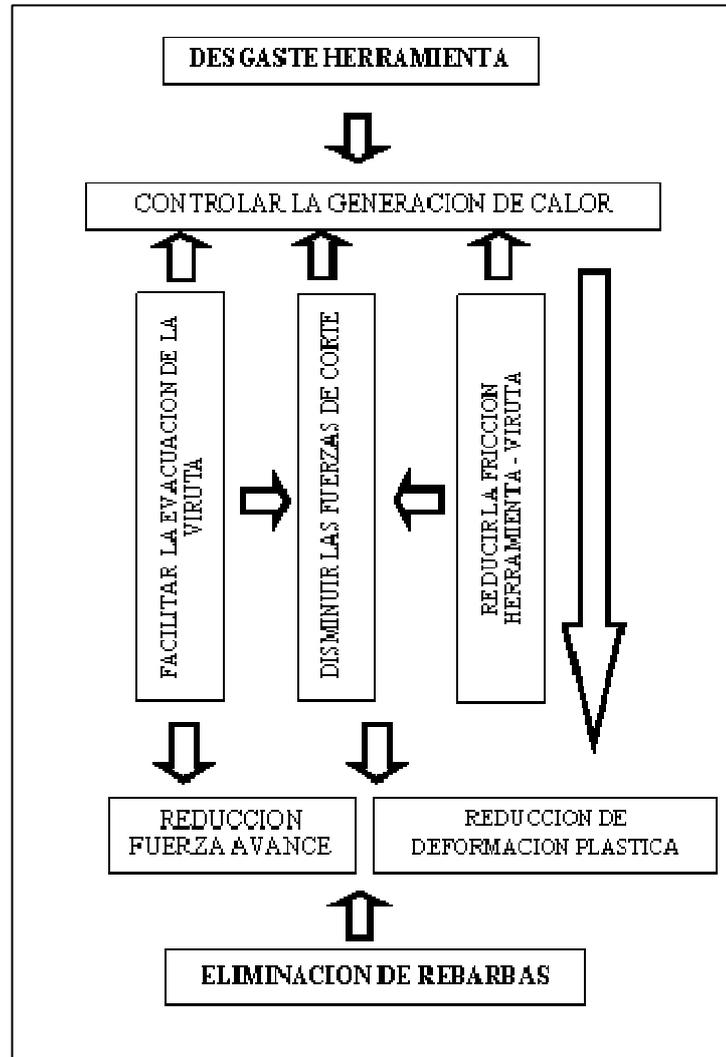


Figura 3. 1: Acciones clave para la reducción de problemas en taladrado en seco.

Por lo tanto, las acciones para optimizar el proceso serían:

- *Reducir el rozamiento:* la reducción de las fuerzas de fricción trae como consecuencia una reducción del calor y de las fuerza de proceso. Estas reducciones producen un efecto positivo doble, porque además de mejorar la vida de la herramienta, se actúa sobre el estado de plasticidad del material que se está cortando. La curva tensión-deformación del aluminio baja al aumentar la temperatura del material y las rebabas esperadas a la salida del taladro serán de menor dimensión debido a que la resistencia mecánica del material es mayor. Los parámetros de proceso sobre los que hay que actuar para reducir la fricción son la geometría y los recubrimientos de la broca.

- *Favorecer el desalojo de la viruta:* como la viruta es una fuente de calor en sí misma, su evacuación de la zona de corte ayuda a controlar la temperatura del proceso. Los parámetros que tienen influencia en el desalojo de la viruta son la geometría de la herramienta y la estrategia del proceso.
- *Reducir las fuerzas del proceso:* como la energía de corte se convierte mayormente en energía mecánica, si se reducen las fuerzas de corte se reduce la generación de calor. Hay que prestar especial atención a la reducción de la fuerza de avance responsable de la formación de las rebabas. Así, mejorar la geometría de la herramienta, especialmente la zona del filo transversal, lleva a una reducción importante de la fuerza de avance. Para reducir las fuerzas de proceso hay que actuar sobre la geometría de la herramienta y las condiciones de proceso.

La optimización del proceso de taladrado incluye adoptar medidas para facilitar el cumplimiento de las acciones clave de la Figura 3. 1. Estas medidas han de considerar acciones en dos ámbitos, en el ámbito de la herramienta y en el ámbito del proceso.

Con respecto a la herramienta o broca, los parámetros que deben optimizarse son el sustrato o material base, el recubrimiento y la geometría. En lo que se refiere al proceso, la optimización abarca los parámetros de corte y las estrategias o ciclos de mecanizado.

3. Optimización experimental de parámetros de proceso en el taladrado OWA

Las principales dificultades del taladrado en seco de aleaciones aeronáuticas de aluminio, son el desgaste acelerado de la herramienta y la disminución de calidad de los agujeros mecanizados: mayor rugosidad, pérdidas de tolerancia en diámetro y mayor tamaño de las rebabas a la salida. La optimización experimental del proceso persigue obtener una combinación de parámetros de corte que eviten estos problemas. El material del sustrato de la broca, los ángulos, el recubrimiento, y los parámetros de corte como el avance por vuelta y velocidad de corte, deben ser objeto de estudio y optimización.

La optimización del proceso prestará especial atención a parámetros de calidad críticos, como es el tamaño de la rebaba a la salida del taladro. También considerará el campo térmico de la broca, muy relacionado con el desgaste, así como el campo térmico de la pieza, relacionado con las dimensiones geométricas finales del agujero, a través de las dilataciones térmicas que pueda sufrir la pieza durante el taladrado.

Además de un tamaño de rebaba dentro de tolerancias y una temperatura deseable en la broca por debajo de 300°C, es necesario establecer un criterio para medir el redimiendo del proceso de taladrado OWA y valorar de acuerdo a ese criterio, los resultados obtenidos en los experimentos.

Un gran porcentaje de la energía mecánica del corte se convierte en energía térmica, por lo que cabría esperar que la temperatura en la zona de corte disminuyese cuando la energía mecánica también disminuya. La potencia es una forma de medir esta energía, pero es necesario relacionarla con la producción de material cortado, para tener una medida de la eficiencia en el empleo de esa potencia consumida.

Se define el parámetro de *potencia específica* como una relación entre la potencia consumida y la viruta extraída con esa potencia. Entendiendo que valores menores de potencia específica, se corresponden con condiciones de corte más eficientes desde el punto de vista energético y por lo tanto de rendimiento. Por lo cual se asume este parámetro como el criterio de evaluación y medición del proceso de taladrado OWA. Este parámetro ya ha sido utilizado en investigaciones anteriores para optimizar procesos de mecanizado y en concreto, procesos de taladrado [Bittes, 1997].

3.1 Descripción de la experimentación

3.1.1 Material y geometría de herramienta para el taladrado OWA

El funcionamiento de una herramienta de corte depende de la estabilidad del material del filo, que depende fundamentalmente de la dureza efectiva a la temperatura de trabajo y de la conductividad térmica del material de la herramienta. La temperatura de corte es proporcional a la velocidad de corte, aumentando con la velocidad de corte. El taladrado OWA debe hacerse en régimen de alta velocidad de corte para obtener cotas elevadas de productividad, y sin fluidos de corte que refrigeren la zona de corte, por lo que las temperaturas de corte serán elevadas. El material de herramienta debe seleccionarse atendiendo a sus propiedades a la temperaturas esperadas durante el corte, uno de los atributos de selección es la dureza del material, ya que influye en la calidad de las superficies generadas [Sreejith, 2000] .

Los aceros al carbono y los aceros rápidos (HSS) sufren una importante reducción de la dureza con el aumento de la temperatura, su empleo en el taladrado OWA no es oportuno a causa de la insuficiente vida de las herramientas fabricadas con estos materiales cuando se taladra en seco y a causa del efecto negativo del desgaste de la herramienta en la calidad de los agujeros mecanizados.

Los materiales de herramienta ultra-duros, como el diamante o el nitruro de boro cúbico (CBN), han demostrado su capacidad de mecanizar superficies de gran calidad a la vez que ofrecen vida del útil larga; esto es así gracias a la elevada conductividad térmica de estos materiales y a la estabilidad de su dureza con respecto a la temperatura. Ambos tienen estructuras cristalinas similares, pero el diamante se oxida con la temperatura y puede convertirse en grafito, por lo que el CBN es más utilizado que el diamante en este tipo de mecanizados.

Las herramientas de CBN permiten aplicar velocidades de corte elevadas (hasta 4.000m/min. en operaciones de fresado de aleaciones de aluminio con porcentajes de silicio menor al 12%) y ofrecen resultados inmejorables en cuanto a tiempos de proceso y vida de herramienta en taladrado en seco de aleaciones de aluminio y materiales compuestos. Sin embargo, su aplicación en stacks formados por aluminio-aluminio es muy complicada, ya que durante el taladrado la herramienta rompe fácilmente al pasar de una capa del stack a la siguiente. Además, este material de herramienta no es viable en el mecanizado de titanio, por lo que no sería opción en stacks aeronáuticos en los que hubiera presencia de componentes de titanio. Por otro lado el coste de la herramienta sería muy difícilmente justificable en operaciones sobre aluminio. Lo mismo ocurre con las herramientas de PCD, solo usadas en el taladrado de aleaciones de aluminio-silicio.

En un rango intermedio entre el acero rápido y el diamante se encuentra el carburo de wolframio sinterizado con cobalto, el denominado metal duro, normalmente de tipo K. que revestido con los recubrimientos PVD tipo AlTiN y AlCrN aumentan su resistencia a altas temperaturas. El material de herramienta para la optimización del taladrado OWA será pues el metal duro, y experimentalmente se determinará la idoneidad del empleo o no de recubrimientos de herramienta.

En [Giot, 2002] se realiza un estudio experimental para definir una geometría de broca adecuada para el taladrado en seco de aluminio aeronáutico 2024, cumpliendo los requerimientos aeronáuticos definidos por la empresa Dassault. El plan de experimentos de esta investigación considera como variables, el ángulo de punta de la broca, el ángulo de la hélice, el ángulo de desprendimiento, el número de filos, el espesor del alma y la naturaleza del material de la herramienta en contacto con el material pieza (carburo o carburo recubierto); y analiza el efecto que tienen estas variables en la rugosidad, los diámetros máximos y mínimos del agujero y la presencia o no de rebabas a la salida del agujero. Este estudio llega a importantes resultados como:

- El ángulo de hélice de la broca debe ser elevado para facilitar la evacuación de las virutas. Efectos medidos en el mecanizado son que la rugosidad superficial disminuye si se aumenta el ángulo de hélice y la desviación del diámetro real con respecto al diámetro nominal también disminuye cuando se aumenta el ángulo de hélice. Por lo que a todos los efectos es deseable un ángulo de hélice grande.
- Un ángulo de punta grande ayuda a reducir el tamaño de la rebaba a la salida del taladro, aunque para garantizar el centraje de la herramienta debería emplearse un tamaño medio. Se deberá elegir un valor máximo para este ángulo que garantice la tolerancia en posición del agujero.
- El espesor del alma ha de ser reducido para favorecer el desalajo de la herramienta. Este parámetro afecta también a la tolerancia del diámetro, que disminuye (aumenta la diferencia entre el diámetro real y el nominal) si disminuye el alma de la herramienta. El efecto del alma en la tolerancia se debe a la menor rigidez de la broca, que produce un movimiento más excéntrico durante el giro de la herramienta. Por ello, hay que llegar a un valor de compromiso de alma mínima que garantice la rigidez, para no perjudicar la tolerancia del diámetro.
- El ángulo de incidencia debe variar entre 6° y 8°. Este parámetro tiene efecto en el tamaño de la rebaba a la salida, disminuyendo si disminuye este ángulo.

La investigación anterior y otras de similar naturaleza han permitido a los fabricantes de herramientas desarrollar brocas de geometría optimizada para su uso en operaciones de taladrado en seco de aleaciones de aluminio.

Las herramientas utilizadas en esta investigación son herramientas comerciales que cumpliendo las especificaciones de diseño anteriores, son adecuados en este tipo de mecanizado.

3.1.2 Simulación de la temperatura en la inter-cara herramienta–viruta

El objetivo de la simulación realizada ha sido analizar cómo influyen algunos parámetros de proceso y propiedades geométricas de la herramienta en la temperatura máxima de la intercara herramienta – viruta. Esta temperatura es un parámetro crítico en el éxito del proceso de taladrado en seco, tal y como ha sido analizado en el Capítulo II.

La geometría específica del taladrado hace difícil modelizar esta operación. Además, tal y como se ha explicado en el capítulo anterior, el ángulo de incidencia, el ángulo de desprendimiento y el ángulo de inclinación del filo con respecto a la dirección de la velocidad de corte, varían a lo largo de los filos principales de la broca. Del mismo modo, la velocidad de corte, parámetro de proceso que influye notablemente en la temperatura, también varía a lo largo del filo proporcionalmente a la distancia del eje de giro.

Para simplificar el modelo, se ha simulado sólo el corte en el extremo del filo, en el punto de mayor diámetro. Este punto del filo es también el punto de mayor velocidad de corte y por lo tanto, es el punto en el cual deberían producirse las temperaturas más elevadas y los mayores desgastes. Además, esta zona del filo de corte es la que genera la superficie del agujero, por lo que su estado es determinante en cuanto a la calidad final. Si bien el corte en los filos principales es corte oblicuo [Wiriyacosol, 1979], en el extremo del filo, esto es, en el punto de mayor diámetro, la geometría de la herramienta y la dirección de la velocidad de corte permiten considerar que el corte es ortogonal [Nouari, 2003]. También en [Chandrasekharan, 1995] se ofrece la variación de los ángulo de corte a lo largo del filo de una broca y para el extremo del filo, el ángulo de inclinación es menor a 10° , por lo que la consideración de corte ortogonal introduce un error menor.

La simulación ha sido realizada con el código para dos dimensiones Third Wave AdvantEdge de ThirdWave System. No han sido modelizadas las condiciones de confinamiento de la herramienta en el material, para lo cual habría sido necesario imponer condiciones de flujo térmico.

La ley de comportamiento utilizada así como otras características físicas o mecánicas necesarias para la simulación han sido las de la base de datos del código para la aleación de aluminio 7075, que sigue una ley de tipo Johnson and Cook modificada. Por otro lado, las características físicas y mecánicas utilizadas para caracterizar la herramienta, han sido las de la base de datos del código para carburos tipo K. Este aspecto incluye en el modelo la elasticidad y conductividad de la herramienta.

En paralelo a la modelización, se han realizado operaciones de re-taladrado con una broca de diámetro 12mm en agujeros previamente taladrados hasta 10mm. De esta manera se pretende comparar los valores de fuerza medidos durante los experimentos con los valores obtenidos en la modelización y ajustarlos con el coeficiente de fricción.

Las condiciones de proceso que simulan en Advant-Edge las operaciones de re-taladrado ejecutadas son operaciones de torneado de ancho de corte 1mm y profundidad de pasada de un tercio del avance por revolución de la broca.

Algunos investigadores [Giroto, 2002] asumen que la viruta desliza por la cara de desprendimiento de la herramienta con un contacto tipo Coulomb, en el cual el

coeficiente de fricción medio μ_a , puede obtenerse a partir de datos experimentales de medidas de los esfuerzos de penetración en el material (fuerza de avance) y del par de corte, de acuerdo al diagrama de fuerzas de corte del esquema representado en la Figura 3. 2.

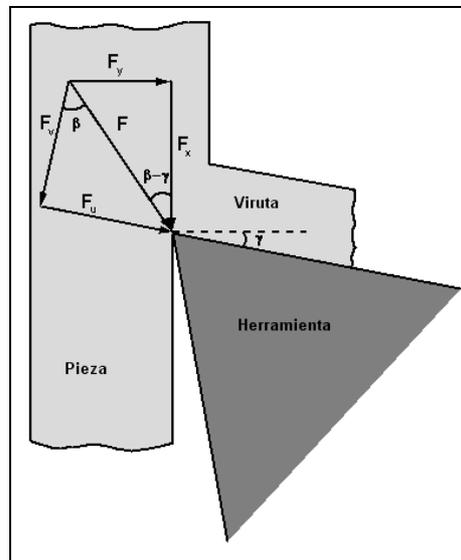


Figura 3. 2: Esquema de diagrama de fuerzas de corte.

En la ecuación 3.2 F_x y F_y son el esfuerzo tangencial y el esfuerzo en la dirección de avance sobre un filo de la broca, que en el caso de una broca de dos filos se calculan según las formulas (3.3) y (3.4), en las que F_a es la fuerza de avance, T es el par de taladrado, d_h el diámetro de la herramienta β el ángulo de rozamiento y γ_{ne} el ángulo de desprendimiento de la herramienta.

$$\mu_a = \text{tg}(\beta) \tag{3. 1}$$

$$\text{tg}(\beta - \gamma_{ne}) = \frac{F_y}{F_x} \tag{3. 2}$$

$$F_y = \frac{F_a}{2} \tag{3. 3}$$

$$F_x = \frac{T}{d_h} \tag{3. 4}$$

Adaptando la formulación anterior al caso de una broca de tres filos se han calculado los coeficientes de fricción tipo Coulomb de la broca utilizada en los experimentos. En este caso una broca de metal duro sin recubrir de 12 mm. de diámetro. Para ello se ha retaladrado con la broca un agujero previo de diámetro 10 mm. Los resultados obtenidos se recogen en la Tabla 3. 1. Se observa que un rozamiento tipo Coulomb entre la herramienta y la viruta disminuye cuando aumenta la velocidad de corte y cuando aumenta el avance, en el rango de parámetros estudiado.

<i>Coefficiente fricción viruta-herramienta</i>		
	0,3 mm/vuelta	0,4 mm/vuelta
Vc = 150m/min	0,9715	0,8347
Vc = 200m/min	0,8193	0,8286
Vc = 250m/min	0,7840	0,7823

Tabla 3. 1 Variación de un coeficiente de rozamiento Coulomb viruta-herramienta con la velocidad de corte y el avance.

A pesar de que investigaciones precedentes hayan estimado los coeficientes de rozamiento de forma similar a la aquí planteada en, este cálculo constituye sólo una aproximación a los valores reales de coeficientes de rozamiento, debido a los complejos mecanismos de rozamiento que ocurren entre la herramienta y la viruta en la cara de desprendimiento. Aún así los resultados pueden ser considerados validos si se busca un análisis de sensibilidad del rozamiento respecto a las condiciones del proceso.

Uno de los parámetros que más preocupa, es la temperatura de la herramienta en la cara de desprendimiento. La bibliografía aconseja para la operación del taladrado en seco de aluminio, el empleo de brocas con ángulos de hélice elevados. A continuación se analiza la influencia del ángulo de la hélice en la temperatura de la broca. Este ángulo está relacionado con el ángulo de desprendimiento de la broca. El ángulo de desprendimiento varia a lo largo del filo de la broca y su distribución depende del ángulo de la hélice, disminuyendo en las cercanías del filo transversal hasta hacerse negativo y aumentando con el radio hasta alcanzar un valor equivalente al ángulo de la hélice en el punto del filo de mayor diámetro [Agapiou, 2003].

La Figura 3. 3 ofrece información de la temperatura en la cara de desprendimiento de la broca; el punto cero del eje horizontal es la confluencia entre la cara de desprendimiento y la cara de incidencia. Se han simulado tres operaciones, todas ellas a una velocidad de corte de 250 m/min. y a un avance de 0,1 mm/rev. manteniendo constantes el ángulo de incidencia y el coeficiente de rozamiento. El parámetro que varía de una simulación a otra es el ángulo de desprendimiento, que como se ha dicho, está relacionado con el ángulo de la hélice. La grafica roja corresponde a un ángulo de desprendimiento de 18°, la gráfica verde a 24° y la azul a 30°. Los resultados obtenidos en la modelización y mostrados en esta figura demuestran que la temperatura máxima obtenida en la cara de desprendimiento disminuye cuando aumenta el ángulo de desprendimiento, o lo que es lo mismo cuando aumenta el ángulo de la hélice. Ya que en el punto del filo de mayor diámetro el ángulo de desprendimiento toma un valor casi igual al ángulo de la hélice.

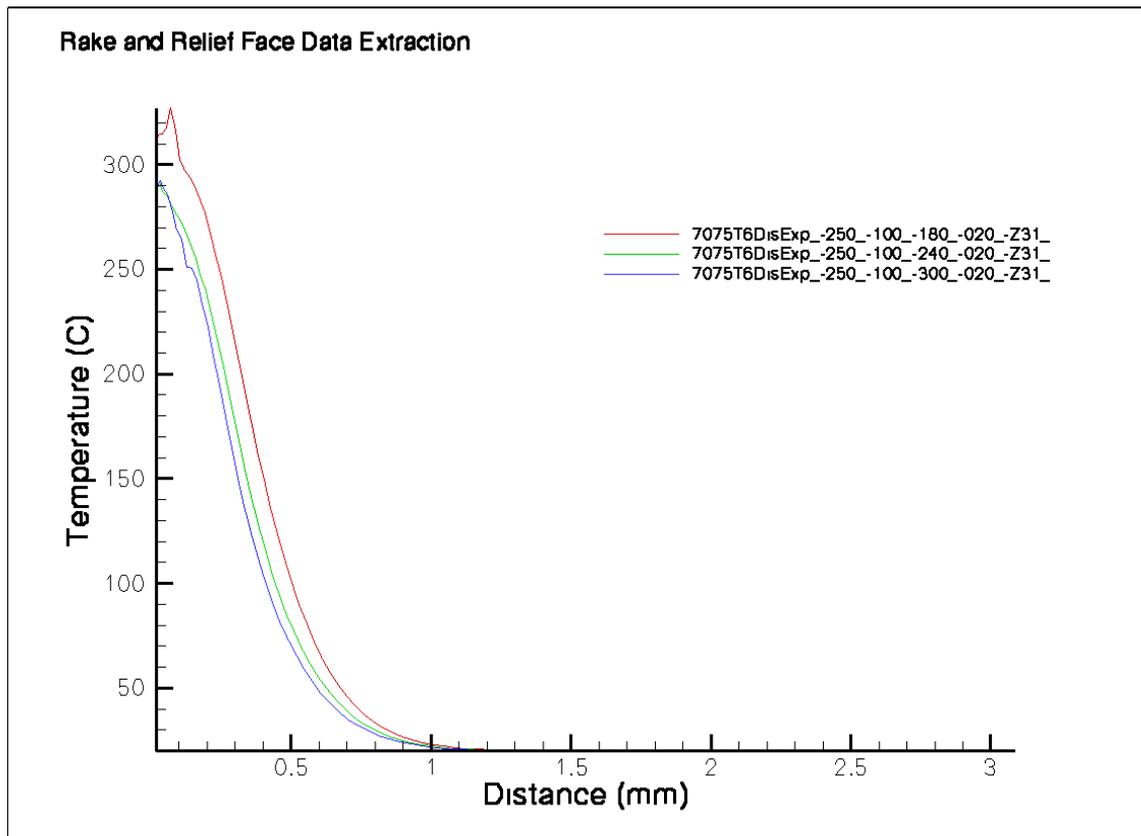


Figura 3. 3: Efecto del ángulo de desprendimiento en la temperatura en la cara de desprendimiento.

La Figura 3. 4 muestra el efecto de la velocidad de corte en la temperatura de la broca en la zona de mayor diámetro. Esta figura recoge las simulaciones de cuatro operaciones a distintas velocidades de corte y manteniendo constantes el avance de 0,1mm/rev., el ángulo de incidencia, el ángulo de desprendimiento y el coeficiente de rozamiento. La gráfica roja corresponde a una velocidad de corte de 150m/min., la gráfica verde a una velocidad de corte de 200m/min., la gráfica azul marino a una velocidad de corte de 250m/min. y la gráfica azul claro a 300m/min. de velocidad de corte. De su observación se desprende que a fin de mantener la temperatura máxima por debajo de 300°C y controlar los mecanismos de difusión entre viruta y herramienta, la velocidad de corte no debería superar los 250 m/min. cuya modelización se representa con la línea azul marino. Cuando la velocidad de corte es 300 m/min. la modelización correspondiente en línea azul claro, muestra que la temperatura en la herramienta se eleva por encima de los 300°C.

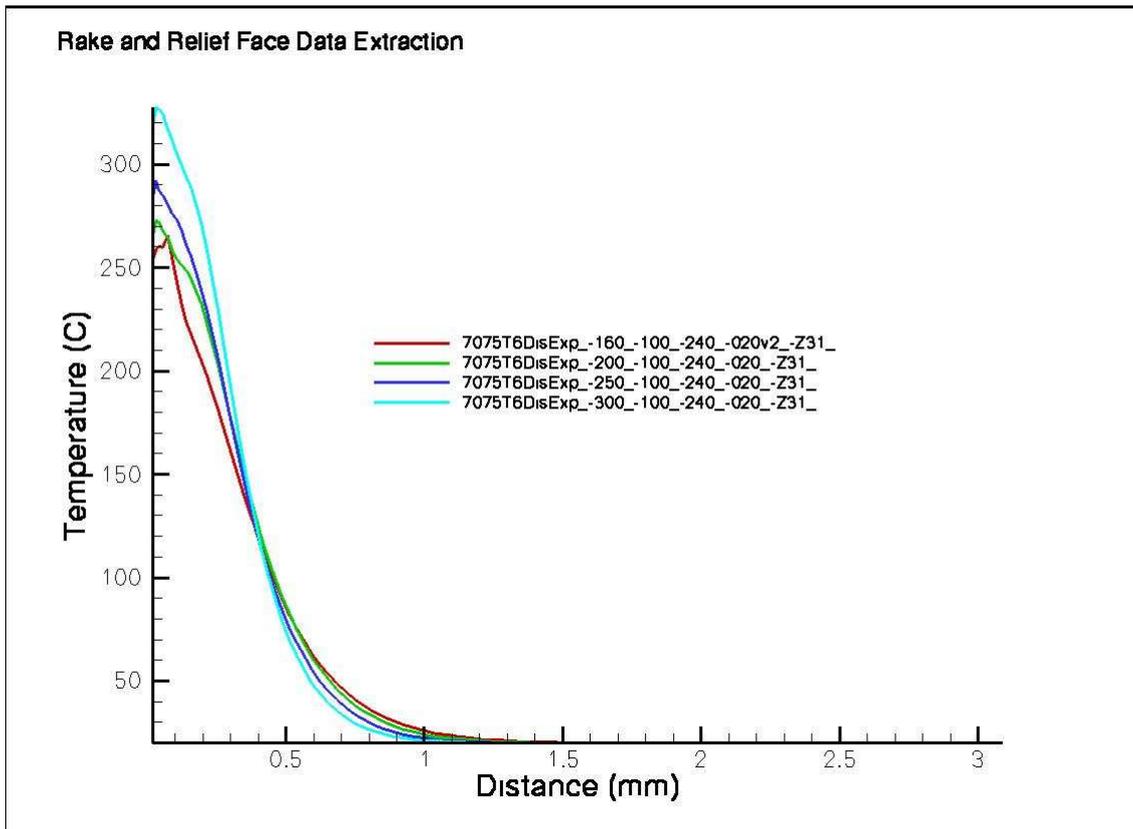


Figura 3. 4 : Efecto de la velocidad de corte en la temperatura de la cara de desprendimiento de la broca en la zona del filo de mayor diámetro.

Los recubrimientos conocidos como lubricantes sólidos, con coeficientes de fricción bajos, pueden contribuir al control de la temperatura máxima del proceso. Se ha modelizado un proceso suponiendo que el recubrimiento es capaz de reducir el coeficiente de fricción en un 15% (gráfica roja) respecto al coeficiente de fricción estimado para el resto de las modelizaciones realizadas (gráfica verde). En este caso es posible disminuir la temperatura máxima, Figura 3.5 pero, de acuerdo a las simulaciones, la capacidad del recubrimiento para controlar la temperatura máxima es limitada.

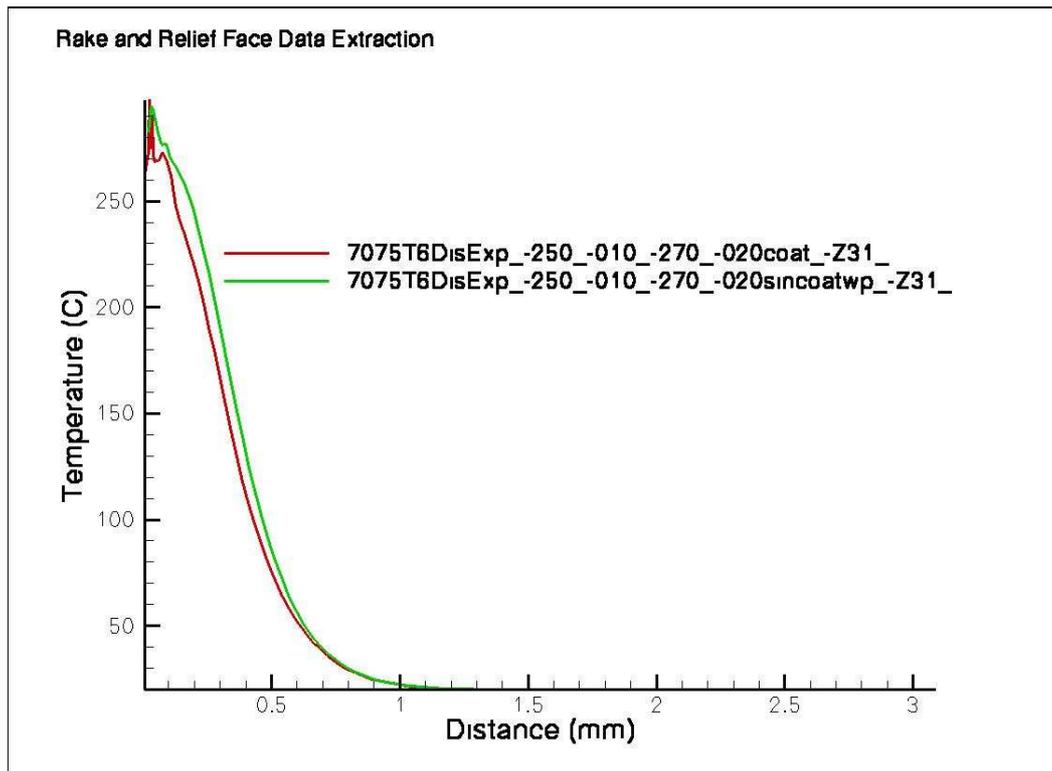


Figura 3. 5: Efecto del coeficiente de fricción en la temperatura de la cara de desprendimiento de la broca en la zona del filo de mayor diámetro.

Los resultados de la modelización del proceso permiten fijar un máximo de 250 m/min. para la velocidad de corte. Además aconseja emplear herramienta de ángulo de hélice grande. Estas dos medidas contribuyen a mantener la temperatura máxima del proceso por debajo de 300°C y controlar así los mecanismos de difusión herramienta-viruta.

En cuanto a la contribución de los recubrimientos de herramienta en el rendimiento del proceso de taladrado seco, es difícil su cuantificación mediante la modelización y es necesario proceder a su experimentación.

3.1.3 Máquina

Los ensayos de taladrado se han llevado a cabo en Ágil 2g, un centro de mecanizado de alta velocidad. Se trata de un centro de mecanizado de husillo horizontal, provisto de motores lineales en todos los ejes, y con un control Fidia. El centro Agil 2g, presenta las siguientes características:

- N: 24000 rpm
- Avance: 120 m /min
- Aceleración: 2g m/s²
- Potencia nominal: 27 kW
- Par nominal: 16.97 Nm

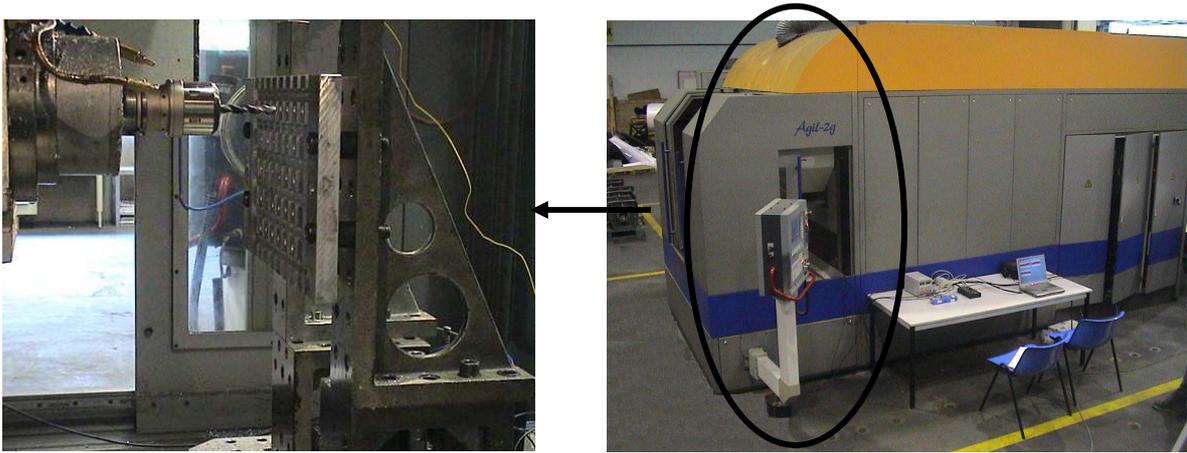


Figura 3. 6: Centro de mecanizado Agil-2g de alta velocidad

En la Figura 3. 6 se muestra el centro de mecanizado AGIL en las antiguas instalaciones de Fatronik en Elgoibar durante la realización de los primeros experimentos. En la izquierda de la foto se ve una ampliación del área de trabajo.

3.1.4 Material de ensayo

El material de ensayo ha sido aluminio 7075-T6, cuya composición se muestra en la Tabla 3. 2, es una aleación de amplio uso en la fabricación de componentes estructurales aeronáuticos. La tensión última de esta aleación es de 510 - 538 MPa el límite elástico es 434-476 MPa, y la elongación en rotura es 5-8%.

Componente	%	Componente	%	Componente	%
Al	91.4 - 87.1	Mg	2.1 - 2.9	Si	Max 0.4
Cr	0.18 - 0.28	Mn	Max 0.3	Ti	Max 0.2
Cu	1.2 - 2	Other, each	Max 0.05	Zn	5.1 - 6.1
Fe	Max 0.5	Other, total	Max 0.15		

Tabla 3. 2: Componentes de la aleación Al 7075-T6.

3.1.5 Herramienta

La herramienta utilizada ha sido la broca de metal duro de tres filos fabricada por Kennametal (Figura 3.7) que tiene un ángulo de punta de 130° y un ángulo de hélice de 30°. En las simulaciones realizadas se ha demostrado que un ángulo de hélice elevada favorece el control de la temperatura en la cara de desprendimiento de la broca. Como puede apreciarse en la figura, esta herramienta tiene un diseño muy avanzado en el cual el filo transversal es muy estrecho si se compara con las brocas estándar de dos filos (ISO 5419).

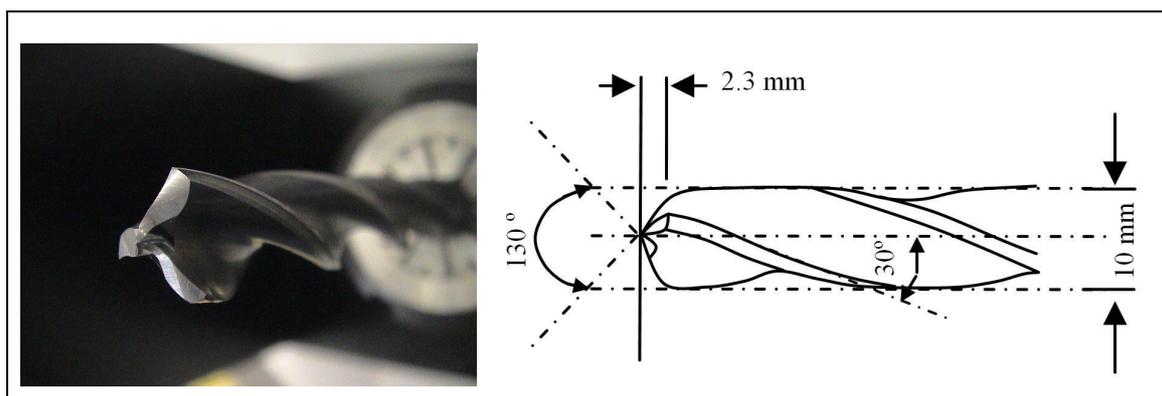


Figura 3. 7: Broca de tres filos, parámetros geométricos de la broca.

3.1.6 Recubrimientos de Herramienta

Aunque la herramienta en origen y tal como la suministraba el fabricante no tenía recubrimiento, se ha recurrido a recubrirla con dos recubrimientos de herramienta diferentes, de bajo coeficiente de fricción ambos. El objetivo era probar experimentalmente el efecto de este parámetro en el comportamiento del proceso, aunque la simulación realizada atribuía al recubrimiento limitada capacidad de control de la temperatura en la herramienta.

BALINIT® HARDLUBE es un recubrimiento multi-capa que ofrece una eficaz protección contra el desgaste de la herramienta gracias a la elevada dureza y la resistencia a la alta temperatura del recubrimiento la capa de TiAlN; al tiempo que las destacadas propiedades de deslizamiento y lubricación del recubrimiento WC/C deberían permitir una evacuación cómoda de las virutas.

BALINIT® DLC es un recubrimiento tipo diamante carbono adecuado para las condiciones de desgaste más extremas, que ofrece una excelente protección contra la abrasión, trioxidación y adhesión, aunque su rango de temperaturas de trabajo es más bajo. La Tabla 3. 3 recoge las propiedades principales de estos dos recubrimientos.

Características	BALINIT® HARDLUBE	BALINIT® DLC
Material	TiAlN + WC/C	a-C:H
Microdureza (HV 0,05)	3000	>2500
Coefficiente fricción en acero	0,2	0,1 - 0,2
Máxima temperatura de trabajo	800 – 1000°C	350°C
Espesor del recubrimiento	2-6 μm	2,1 μm
	1/3 WC/C, 2/3 TiAlN	

Tabla 3. 3: Propiedades de los recubrimientos utilizados en los experimentos.

3.1.7 Adquisición de la temperatura de proceso

Obtener las temperaturas y del campo térmico que se genera durante el proceso de corte, como consecuencia tanto de las deformaciones como de la fricción que tiene lugar en las inmediaciones del plano de cizalladura, es uno de los aspectos más complejos a la hora de abordar un proceso de optimización experimental de un proceso de mecanizado.

En el caso del taladrado en seco, es pertinente utilizar el parámetro de la temperatura para optimizar el proceso, debido a las especiales condiciones térmicas del taladrado, en donde la viruta formada en el extremo de la broca permanece en contacto con ésta durante largo tiempo, haciendo que la temperatura de la herramienta aumente constantemente, tanto que en algunos casos la temperatura no llega a estabilizarse nunca.

La aceleración del proceso de desgaste de la broca en el taladrado en seco debe ser un aspecto a considerar para la optimización del proceso y todos los estudios de desgaste que se han hecho sobre las herramientas de corte refuerzan la necesidad de medir con precisión las temperaturas [Usui, 1978] [Colding, 1991].

Hoy en día existen varios métodos de medición de temperaturas, desde las técnicas de contacto en proceso y post-proceso, hasta técnicas de no contacto, principalmente de radiación.

La medición de temperaturas empleando técnicas metalográficas es un método que según algunos autores [Wright, 1978] [Mills, 1980] [Dearnley, 1983], tiene una gran precisión de medida aunque es un método muy poco práctico, ya que primero hay que caracterizar el cambio de fases y/o durezas que sufre el material de la herramienta en condiciones de conocidas de temperatura y después de realizar los experimentos de corte hay que realizar de nuevo ensayos de microdurezas o microscopía sobre la herramienta. Esta técnica de medición de la temperatura que podría clasificarse como una técnica de contacto de post-proceso, ha sido utilizada para obtener la distribución de temperaturas en el filo en las operaciones de taladrado [Thangaraj, 1984].

La utilización de termopares para medir temperaturas es probablemente el método más empleado históricamente para medir las temperaturas en el estudio del proceso de corte. Para ello, se insertan termopares de pequeño diámetro en la herramienta durante los procesos de torneado o en la pieza en procesos como el fresado, el rectificado o el taladrado en los que el giro de la herramienta dificultaría la adquisición de señales desde un termopar alojado en la herramienta.

Los termopares ofrecen el inconveniente de que sólo se obtiene una temperatura media de la zona de contacto de la unión caliente por ensayo y la elaboración de un campo térmico completo complica en exceso el empleo de esta técnica para el análisis térmico sobre herramientas en general. Por otro lado, la ventaja de esta técnica es la exactitud que este método de medición de temperaturas ofrece siempre que se asegure un buen contacto. Esta técnica ha sido frecuentemente utilizada para medir la temperatura en operaciones de taladrado [DeVries, 1968], [Klocke, 1997].

Las técnicas infrarrojas para medición de temperaturas se basan en que la emisión electromagnética de cualquier objeto depende de su temperatura. Por lo tanto, la temperatura de cualquier objeto puede medirse indirectamente midiendo la intensidad

de sus emisiones. La ley de Stefan-Boltzman (3.5), en donde W es la radiación emitida en W/cm^2 , ε es la emisividad, σ es la constante Estefan-Boltzmann cuyo valor es $5.67 \times 10^{-12} W/cm^2K^4$ y T es la temperatura en grados Kelvin, establece la relación entre las emisiones y la temperatura a través de un parámetro de la superficie del cuerpo cuya temperatura se quiere medir, llamado emisividad.

$$W = \varepsilon \cdot \sigma \cdot T^4 \quad (3.5)$$

La utilización de técnicas de radiación infrarroja ofrece las ventajas derivada de un método sin contacto, la posibilidad de hacer un seguimiento térmico temporal de la superficie que se está calentando y, en el caso de emplear cámaras termográficas, el hecho de poder definir el campo térmico de toda una superficie. Las desventajas que ofrece este método es que sólo se pueden medir superficies que sean enfocables con el termómetro (que estén a la vista) y que es necesario conocer una propiedad superficial llamada emisividad que depende de parámetros como la temperatura de la superficie, la longitud de onda, el ángulo sobre el que se observa [Iuchi, 2001], la rugosidad superficial, el tratamiento superficial [Bauer, 2003] y el grado de oxidación [Wen, 2004].

Debido a esta dificultad existen pocos trabajos publicados relacionados con el campo térmico y la emisividad y no se ha encontrado ninguno en el que se analice la influencia de los parámetros de rugosidad de herramienta, oxidación, longitud de onda, temperatura y posicionamiento viruta-herramienta conjuntamente para la obtención de la temperatura.

En la experimentación realizada se ha optado por medir las temperaturas de corte combinando termopares con técnicas infrarrojas, con el conocimiento de que la temperatura obtenida mediante las técnicas infrarrojas, tiene un grado importante de incertidumbre, que es atribuible a la dificultad de obtener un valor de emisividad real, ya que la emisividad puede sufrir variaciones a lo largo de los experimentos de corte debido a cambios en la superficie de la broca.

Un termopar se obtiene mediante la unión de dos materiales de distinta composición metalúrgica, que mide una intensidad de corriente diferente en función de la temperatura. Para esta experimentación se han seleccionado termopares del tipo K con una velocidad de respuesta de $10\mu s$. Este método requiere contacto, por lo que el termopar ha sido alojado en la pieza lo más cerca posible de la zona de corte, colocándose perpendicularmente a la dirección del taladro en agujeros de 3mm. de diámetro, que habían sido previamente mecanizado en la pieza de ensayo. El contacto entre el termopar y la pieza se ha asegurado mediante una resina. La distancia nominal desde el punto de colocación del termopar a la nueva superficie del agujero es de 0.2mm. El termopar se colocó en la mitad de la longitud del taladro. En [Klocke,1998] se utilizaron tres termopares embebidos en la pieza para estudiar las temperaturas en operaciones de taladrado con mínima cantidad de lubricante colocados al principio, en la mitad y al final de la longitud del taladro, midiéndose las temperaturas más elevadas en el termopar colocado en la mitad de la longitud del taladro. En realidad la temperatura en la broca crece con la profundidad del taladro, pero se está midiendo la temperatura en la pieza, que explica que las temperaturas máximas medidas se obtengan en el interior del bloque del material, alejado de las caras exteriores. Una tarjeta de adquisición de datos de la empresa Nacional Instrument permitió recoger y almacenar

digitalmente la señal analógica del termopar. La colocación de los termopares durante los ensayos de taladrado puede verse en la Figura 3.8, dónde se observa la salida de un cable de un termopar por la parte superior de la probeta.

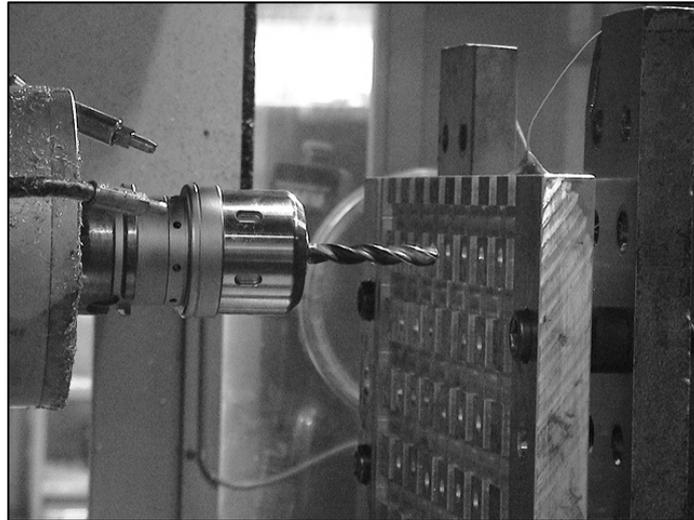


Figura 3. 8: Colocación de los termopares durante los ensayos.

Para medir la temperatura mediante pirometría láser, se han utilizado agujeros similares a los que alojaban los termopares, para interceptar la broca con el láser durante el mecanizado del agujero. Es necesario asegurar el alineamiento del pirómetro con el agujero realizado en la pieza. La orientación correcta del láser fue fácil de confirmar puesto que el haz láser toca la superficie del nuevo agujero después de la operación de taladrado. Este método permite leer la temperatura en algún punto de la cara de incidencia de la herramienta, el punto donde el haz láser toca a la broca, en la mitad de la longitud del taladro que era la localización del agujero de guiado del láser que interceptaba la broca. El proceso no permite la lectura de la temperatura en la cara de desprendimiento, aunque las simulaciones por elementos finitos predicen una diferencia de 10°C entre la cara de incidencia y la cara de desprendimiento, ver Figura 3.9.

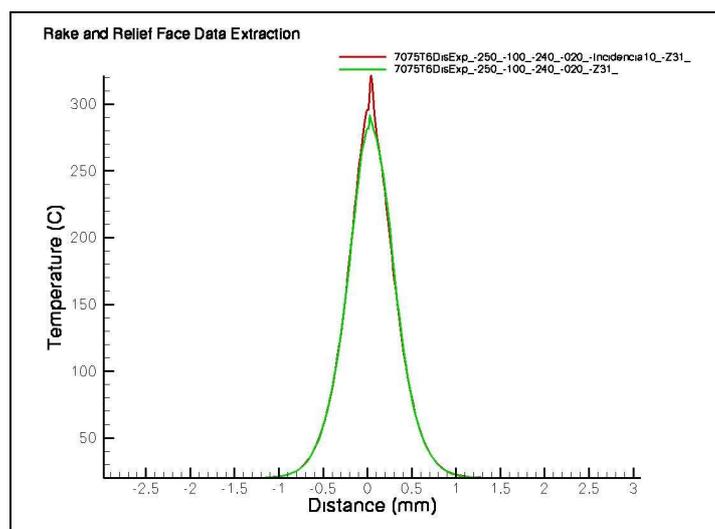


Figura 3. 9: Simulación de la temperatura en la herramienta.

Puesto que la emisividad depende del material y del estado superficial, se midió este parámetro para los tres tipos de broca utilizados, resultando en un valor de 0,68 para la broca sin recubrimiento, 0.82 para la broca recubierta con BALINIT® HARDLUBE y 0,79 para la broca recubierta con BALINIT® DLC. El desgaste de la broca durante el proceso, los fenómenos de difusión y de adherencia del material pieza a la broca hacen variar este parámetro durante los experimentos, por lo que esta medición de temperatura no tiene valor en términos absolutos pero sirven para conocer la tendencia del efecto de distintos parámetros del proceso en la temperatura de la broca. Por otro lado, los valores a medir poseen ya en sí mismos una cierta incertidumbre, por lo que la medida realizada se considera adecuada.

La Figura 3. 10 muestra una medición obtenida durante un ensayo de mecanizado. En esta figura se aprecian dos picos, el primero de mayor valor cuando el haz láser intercepta la broca en el camino de ida y el segundo pico cuando el haz intercepta la broca durante la retirada de la herramienta.

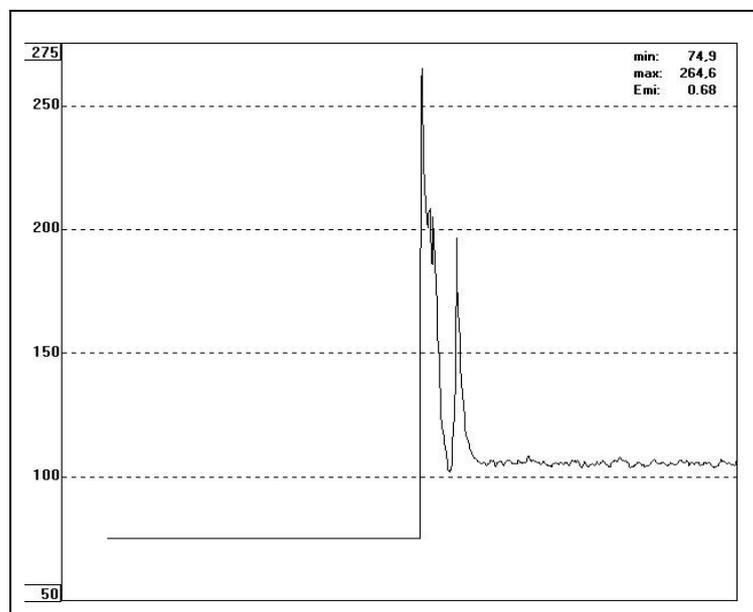


Figura 3. 10: Medición de temperatura durante un ensayo de taladrado.

3.1.8 Adquisición de fuerzas de corte

El par y la potencia de corte, así como la fuerza de avance, se han adquirido de forma indirecta mediante la lectura de las señales internas de consumos de intensidad del motor del cabezal y del motor del carro de avance. La primera relacionada con el par y la potencia de corte y la última con la fuerza de avance del proceso.

Las señales de intensidad de los motores se han recogido a través de las salidas analógicas de los lazos de control de los reguladores. Internamente es una señal de corriente en el lazo de control del motor, pero externamente estas señales de intensidad de corriente se muestran como señal de voltaje en un rango entre -10 a +10 V; con el fin de no saturar la señal y utilizar al máximo la resolución de la medida se ajusta el fondo de escala al 200% ($\pm 5V$). El muestreo interno de esta señal de los reguladores se

hace a 125 μ s (8 KHz) que implica un ancho de banda de 2-3 KHz, o lo que es lo mismo 3-4 muestras por periodo. No se ha aplicado ningún filtro a la señal de los reguladores. Estas señales son recogidas con la ayuda de convertidor A/D, una tarjeta de adquisición de datos (National Instruments DAQCard-6062E) y un software (Labview), que permite almacenar los datos en el PC. La velocidad de muestreo de la tarjeta de adquisición es 25 KHz.

Es necesaria una conversión de los valores medidos en voltios a valores de potencias y fuerzas. En el caso del consumo del cabezal, V_T , si la velocidad del cabezal es inferior a la velocidad nominal del cabezal (en el caso de la máquina de ensayo 15.000 r.p.m.), la máxima amplitud del voltaje (5V) equivalen al par nominal de la máquina ($T_N=16.97$ Nm). De esta relación se deduce que el cálculo del par de corte a partir de la intensidad de corriente medida se obtiene por aplicación de la ecuación 3.6.

$$T(Nm) = \frac{V_T(V)T_N(Nm)}{5(V)} \quad (3.6)$$

La segunda señal medida es la intensidad del regulador del motor lineal del carro Z (V_{Fz}), que está directamente relacionada con la fuerza de avance. Una formulación muy simple permite convertir la señal de voltaje en unidades de fuerza de avance F_f paralelo a la dirección de avance del proceso de taladrado. En este caso 5V equivalen a la fuerza nominal del motor, calculada como el producto de la corriente nominal ($I_N = 21,6A$) por la constante de fuerza del motor lineal ($K_F = 118 N/A$), que es un valor proporcionado por el fabricante del motor en el cuadro de especificaciones del mismo. A partir de estos valores se deduce que la fuerza de avance instantánea a partir del voltaje medido se obtiene por aplicación de la ecuación 3.7.

$$F_f(N) = \frac{V_{Fz}(V)I_N(A)K_F(N/A)}{5(V)} \quad (3.7)$$

Para demostrar la capacidad de estas señales internas para medir el par y la fuerza de avance durante la operación de taladrado, se han comparado las fuerzas calculadas a partir del consumo de las señales internas con las fuerzas medidas en una mesa dinamométrica del fabricante Kistler, en concreto el modelo 9255B (más datos en www.kistler.com). A continuación, se muestran las repuestas temporales de las fuerzas de avance medidas en una operación de taladrado utilizando la mesa dinamométrica, Figura 3. 11(a) y las señales internas Figura 3. 11 (b).

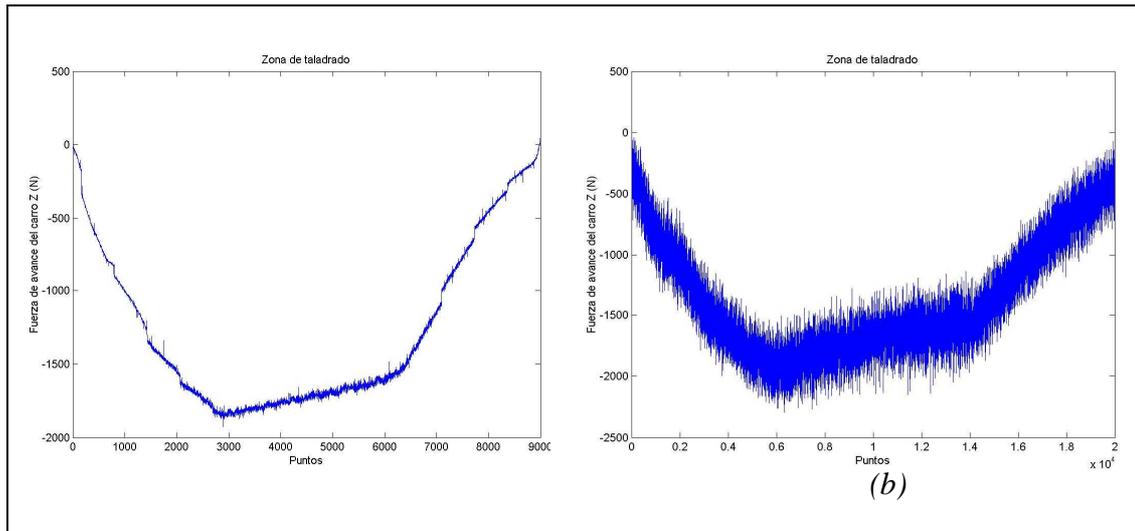


Figura 3. 11: a) Fuerza de avance medida en mesa dinamoétrica. b) Fuerza de avance a partir del consumo del motor del carro de avance.

Se puede observar que la forma de ambas señales es muy similar, aunque la señal interna presenta mucho más ruido. En la Figura 3. 12 se muestra la fuerza de avance una vez filtrada con un filtro pasa-baja. Su amplitud ahora es muy parecida a la obtenida del ensayo en la mesa dinamoétrica.

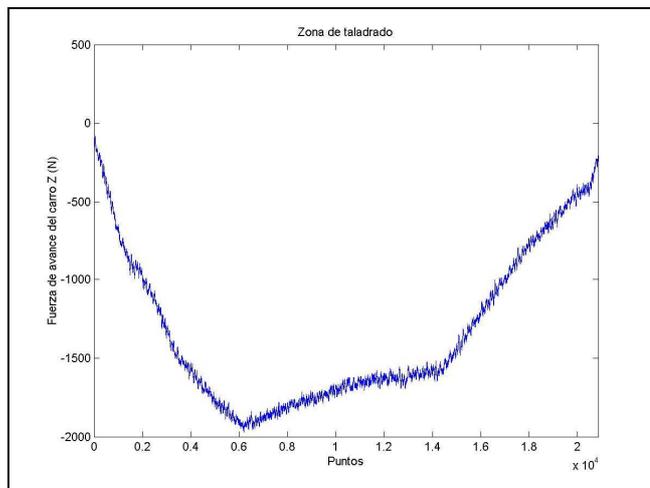


Figura 3. 12: Fuerza de avance tras filtrado.

Para ver las desviaciones introducidas en cada punto tras el filtrado, se calcula la diferencia entre el valor real de la medición y el valor medio asignado a ese punto tras el filtrado. El histograma obtenido Figura 3. 13 presenta una distribución de tipo campana de Gauss centrada en cero, lo que indica que el error presenta una distribución aleatoria y que el filtrado es correcto. Tras estas comprobaciones y comparativas entre los valores obtenidos con la mesa dinamoétrica y las señales internas se da por válido el método para medir el par y la fuerza de avance a partir de las señales internas del proceso. Se ha demostrado la utilidad de captar las señales internas (método mucho más sencillo y barato) en lugar de medir las fuerzas directamente.

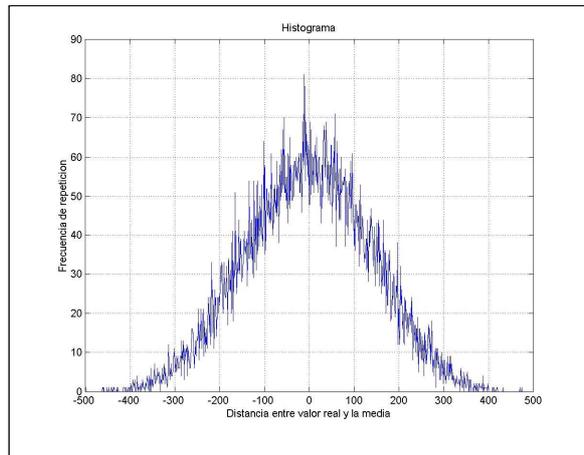


Figura 3. 13: Distribución del error cometido en el filtrado de la señal del motor de avance.

Durante los ensayos de taladrado, las señales se han capturado sin aplicación de ningún filtro. Resulta imprescindible filtrar el ruido y las frecuencias que pueden enmascarar la información relevante de la señal capturada. Esta etapa de filtrado de la señal se ha realizado off-line.

Para el filtrado de la señal se han utilizado las técnicas de filtrado habitual, aplicación de ventana y filtro. Una señal puede filtrarse en el dominio espacial mediante la convolución de la señal con una señal filtro. Convolucionar dos funciones en el dominio espacial es igual que multiplicar sus espectros en el dominio frecuencial. De esta forma el proceso del filtrado en el dominio frecuencial es absolutamente simple. Las técnicas de procesamiento en el dominio de la frecuencia, se basan todas en los mismos pasos. Primero se calcula la transformada finita de Fourier de la señal, seguidamente se multiplica por la función de transferencia del filtro, y por último se calcula la transformada inversa para conseguir la señal filtrada en el dominio espacial.

Se ha utilizado un filtro paso bajo que deja pasar frecuencias bajas mientras que atenúa las frecuencias más altas. Se ha seleccionado un filtro Butterworth de orden 6. Para anular el desfase que el filtrado introduce en la señal (es un desfase variable en función de la frecuencia) se ha filtrado la señal dos veces, la segunda vez en sentido contrario a la primera, para anular el desfase en la señal introducido por el primer filtrado. En Figura 3. 14 se muestra la señal captada durante la operación de taladrado en la izquierda y en la derecha esta señal una vez filtrada en el dominio de Fourier.

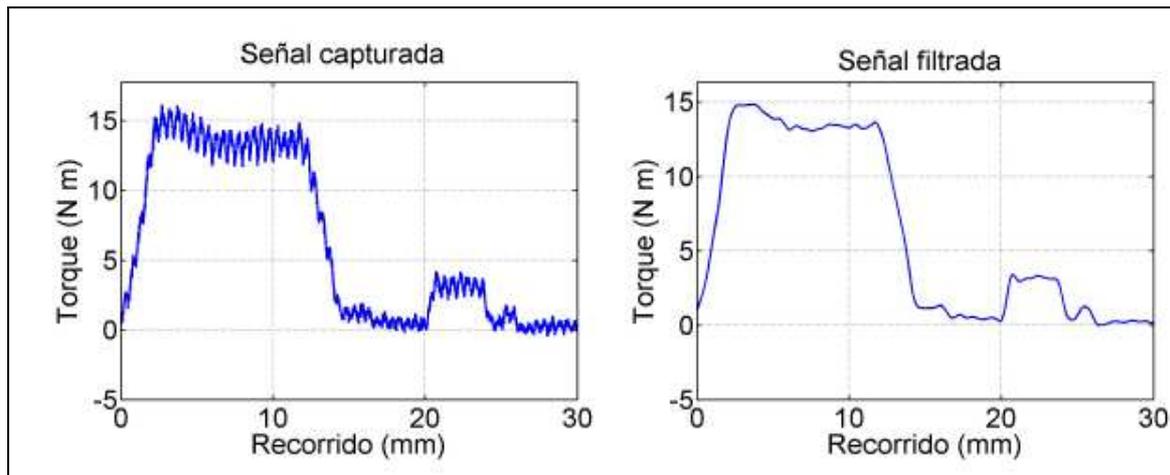


Figura 3. 14 : Zona de corte de una señal antes y después de un filtrado en el espacio de Fourier.

Este sistema de medir las fuerzas de proceso es además de económico, muy flexible con las geometrías de las piezas y los utillajes, ya que no requiere integrar ningún dispositivo adicional ni en el utillaje de las piezas, ni en el portaherramientas.

3.1.9 Medición del tamaño de la rebaba a la salida del taladro

La optimización del proceso de taladrado debe considerar el tamaño de la rebaba a la salida del agujero y garantizar que está por debajo de los límites establecidos por los requerimientos aeronáuticos. Se hace necesario establecerse un método para medir la rebaba.

Los investigadores han utilizado distintos procedimientos para medir las rebabas. En [Min, 2001] se emplea un microscopio electrónico para medir tanto la altura como la anchura de la rebaba y en [Lee, 2003] se recurre a un rugosímetro para medir la altura de la rebaba.

Este último método ha sido empleado para medir la rebaba, haciendo uso de un rugosímetro de la casa Mitutoyo, el modelo SV-2000N2. Estos aparatos se utilizan habitualmente para medir la calidad superficial de las piezas mecanizadas, pero en este caso se ha utilizado como perfilómetro para medir la rebaba. Este método además de ser preciso es no destructivo, con lo cual la probeta queda intacta.

El procedimiento seguido consiste en pasar el palpador por la zona de la rebaba, Figura 3. 15, y posteriormente, medir su altura a partir del perfil de la trayectoria recorrida. Se coloca el palpador a la distancia adecuada de la rebaba, de acuerdo a la longitud de barrido programada, seguidamente se asegura el contacto entre la punta de diamante y la pieza, y por último se realiza un barrido hacia el centro del agujero.



Figura 3. 15: Medición del tamaño de la rebaba con un rugosímetro.

El perfil obtenido tras el barrido se tiene a través del software Surfpack, tal como se puede ver en el ejemplo de la Figura 3. 16. En ese caso particular se ha realizado un barrido de 6mm de longitud, distancia suficiente para asegurar que la punta del palpador pasa sobre la rebaba. A continuación, para poder medir con claridad la rebaba, se ha alineado todo el perfil tomando como referencia los puntos iniciales del barrido.

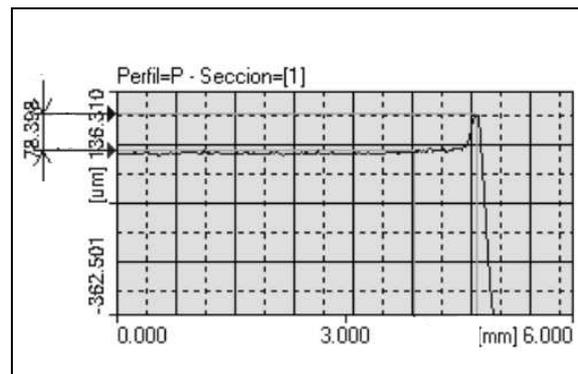


Figura 3. 16 : Perfil de rebaba proporcionado por el software Surfpack.

Para comprobar la validez de este procedimiento, se ha comparado este resultado con otras medidas directas, realizadas utilizando un microscopio con regla centesimal en la pantalla, Figura 3. 17. Este es un método destructivo, ya que por la imposibilidad de enfocar a la vez la arista de referencia y la punta de la rebaba es necesario seccionar el agujero longitudinalmente. Para ello, se ha realizado previamente una operación de corte de la probeta mediante hilo en una máquina de electro-erosión por hilo. El valor obtenido con el microscopio es del mismo orden que la medida del rugosímetro, siendo ésta última medición, mucho más precisa y no destructiva por lo cual se valida la medida de la rebaba mediante un rugosímetro.

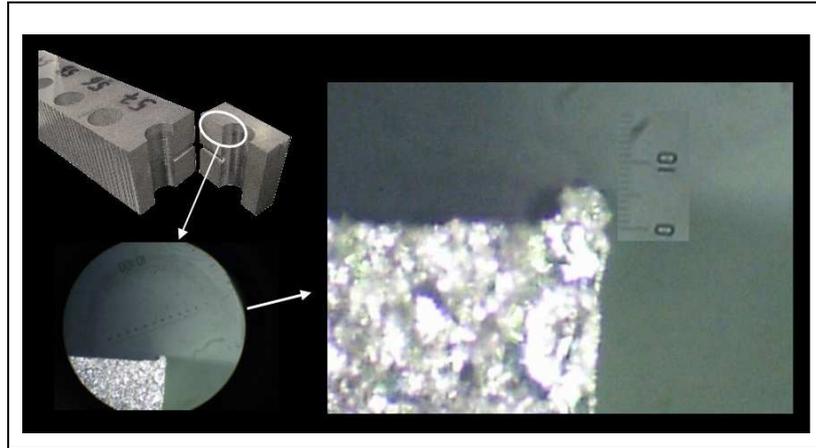


Figura 3. 17: Medición de rebaba con microscopio.

3.1.10 Diseño de experimentos

La experiencia en este tipo de mecanizados y las recomendaciones del fabricante de la broca, sugieren el rango de parámetros de corte de la Tabla 3. 4.

Factores	Mínimo	Máximo
Velocidad de corte (m/min)	150	300
Avance (mm/rev)	0,15	0,60

Tabla 3. 4: Rango aplicable a los factores del diseño de experimentos

La simulación realizada en el apartado 3.1.2, junto con la ejecución de unos ensayos de corte preliminares, han permitido acotar más los niveles para los factores, así como desestimar algunas combinaciones.

Los resultados obtenidos en los ensayos preliminares sugieren que el uso de velocidades de corte muy elevadas provoca un fuerte incremento de la temperatura. De acuerdo a los resultados de la simulación, la velocidad máxima de corte debe tomar valores alrededor de 250 m/min. para garantizar así que la temperatura en la broca permanezca por debajo de valores que aceleran los fenómenos de difusión entre la pieza y la herramienta. Por otro lado, el empleo de avances elevados hace sufrir en exceso la herramienta. También los ensayos preliminares han permitido detectar que cuando se emplean velocidades de corte altas, los avances de herramienta deben incrementarse ya que una combinación de avance bajos con velocidad de corte alta produce temperaturas demasiado altas que hacen disminuir la resistencia mecánica del material y favorecen la formación de rebabas grandes, además del desgaste acelerado de la broca. Tras todas estas consideraciones la Tabla 3. 5 muestra los ensayos realizados. De cada combinación de parámetros se han ejecutado cinco réplicas y se han analizando los resultados con el valor medio de las réplicas.

Test #	Velocidad de corte (m/min)	Avance (mm/rev)	Herramienta
1	150	0,2	No recubierta
2			BALINIT® HARDLUBE
3			BALINIT® DLC
4	150	0,3	No recubierta
5			BALINIT® HARDLUBE
6			BALINIT® DLC
7	150	0,4	No recubierta
8			BALINIT® HARDLUBE
9			BALINIT® DLC
10	200	0,3	No recubierta
11			BALINIT® HARDLUBE
12			BALINIT® DLC
13	200	0,4	No recubierta
14			BALINIT® HARDLUBE
15			BALINIT® DLC
16	200	0,5	No recubierta
17			BALINIT® HARDLUBE
18			BALINIT® DLC
16	200	0,5	No recubierta
17			BALINIT® HARDLUBE
18			BALINIT® DLC
19	250	0,3	No recubierta
20			BALINIT® HARDLUBE
21			BALINIT® DLC
22	250	0,4	No recubierta
23			BALINIT® HARDLUBE
24			BALINIT® DLC
25	250	0,5	No recubierta
26			BALINIT® HARDLUBE
27			BALINIT® DLC
28	250	0,6	No recubierta
29			BALINIT® HARDLUBE
30			BALINIT® DLC

Tabla 3. 5 Matriz de diseño de experimentos.

3.2 Discusión de resultados

El análisis de resultados pretende establecer el efecto de los distintos parámetros en el taladrado en seco, a fin de definir la combinación de parámetros más adecuada. Para ello se procede a analizar el efecto de las variables ensayadas (parámetros de corte) en el par, la potencia, la fuera de avance y la temperatura. El proceso de taladrado en seco se optimizará en base a la minimización de la potencia específica [Rivero, 2006].

Se opta por evaluar el efecto de los parámetros de corte en términos de potencia específica de corte y par específico de corte. La potencia específica de corte es la

cantidad de potencia necesaria por volumen de viruta retirado, y da idea de la eficiencia del proceso de mecanizado desde el punto de vista energético.

Como la energía del corte se convierte en un porcentaje muy elevado en calor y el calor es un aspecto a evitar en los procesos de mecanizado seco, la optimización del proceso de taladrado en seco pasaría por hacer mínimo el consumo de energía al mismo tiempo que se maximiza la productividad, esto es, el valor mínimo de potencia específica de corte ofrece un régimen de corte eficiente y especialmente adecuado para el mecanizado en seco.

3.2.1 Efecto de los parámetros de corte en la eficiencia energética del proceso

Independientemente del empleo o no del recubrimiento y en su caso del tipo, la tendencia que se aprecia del efecto de los parámetros de proceso en el par y la potencia de corte es similar. El efecto se muestra en la Figura 3. 18. La Figura 3. 18(a) muestra la potencia consumida durante la operación en relación al avance por revolución para distintas velocidades de corte, mientras que la Figura 3. 18(b) muestra la evolución de la fuerza de avance con el avance por vuelta para distintos valores de velocidad de corte.

Gráficas similares se han obtenido para todas las brocas ensayadas con independencia del tipo de recubrimiento.

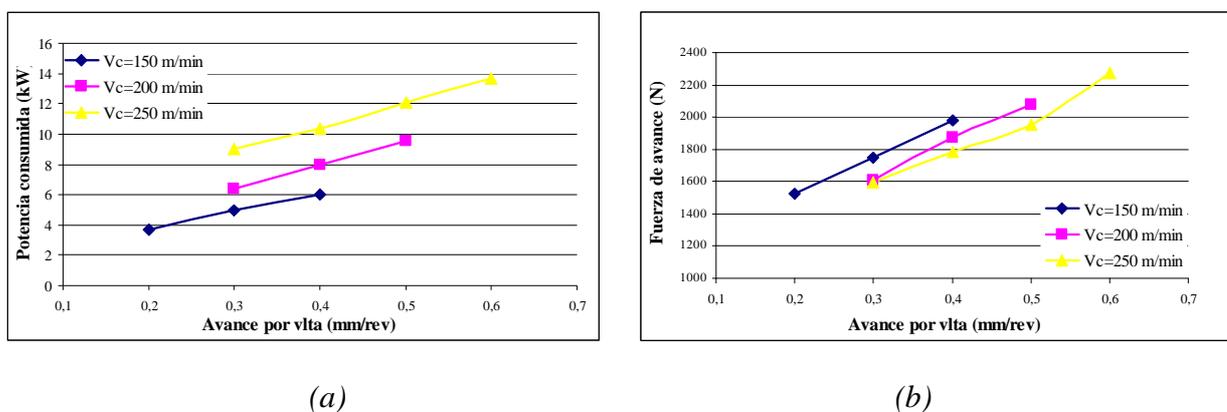


Figura 3. 18 : a) Potencia consumida. b) Fuerza de avance.

Tanto la fuerza de avance como la potencia que se consume en una operación de taladrado aumentan cuando se incrementa el avance por vuelta. El incremento de la velocidad de corte hace aumentar la potencia consumida, pero tiene el efecto contrario en la fuerza de avance, ya que ésta disminuye cuando aumenta la velocidad de corte.

La potencia y el par de corte aumentan cuando aumenta cualquier parámetro de la operación, bien sea la velocidad de corte, bien sea el avance por vuelta. Esta tendencia era esperable porque cuando crece cualquiera de estos dos parámetros de corte, aumenta la cantidad de viruta producida.

La Figura 3. 19 muestra la evolución de la potencia específica, consumo de energía por volumen de viruta arrancado, con el avance para distintos valores de velocidad de corte.

De su observación se desprende que la potencia específica alcanza un valor mínimo cuando la velocidad de corte es 200 m/min. Este valor es la velocidad de corte que consume menos potencia para mecanizar un agujero con el tipo de broca ensayada (material y geometría) y para el aluminio cortado, por lo que podría denominarse como la velocidad de corte eficiente. La potencia específica permite fijar un valor de referencia para la velocidad de corte.

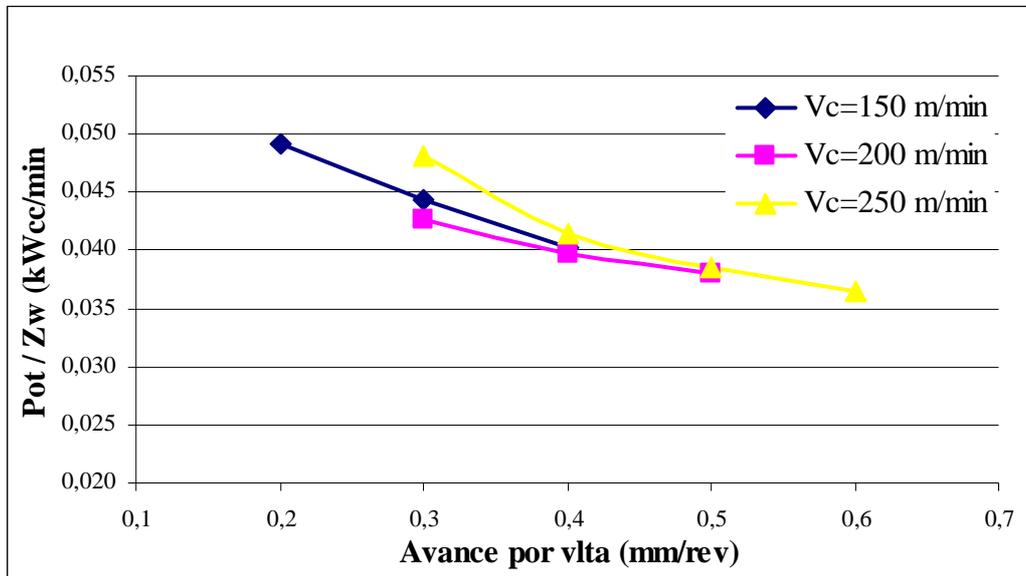


Figura 3. 19: Efecto de los parámetros de corte en la potencia específica de corte.

En la Figura 3. 20 se muestra el efecto de los parámetros de corte en la temperatura de la herramienta, medida mediante pirómetro láser en la cara de ataque y con la incertidumbre que incorpora un sistema de medida de este tipo debido a variaciones en la emisividad durante el proceso de corte.

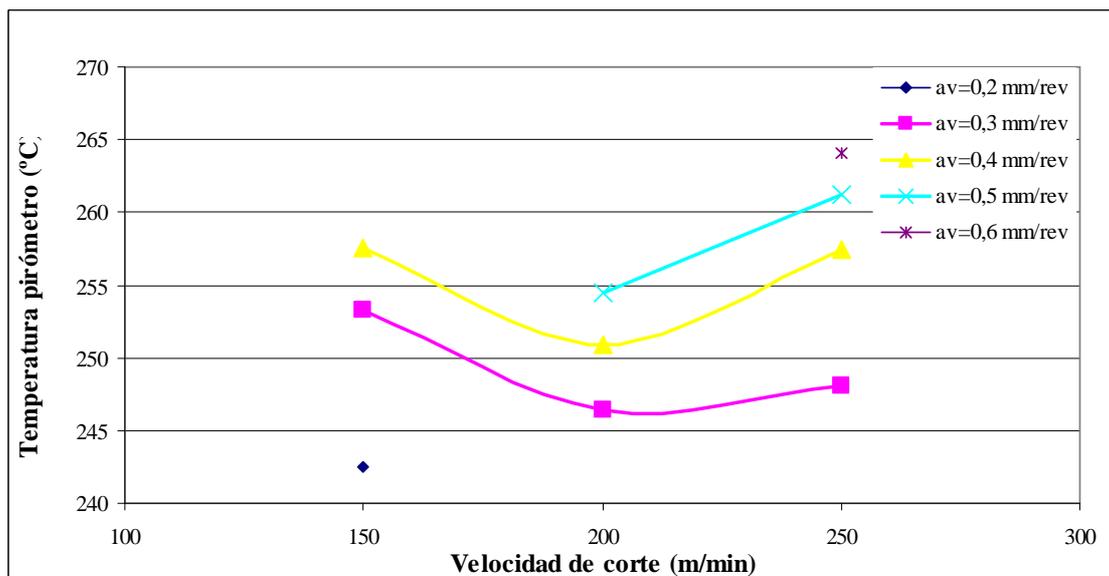


Figura 3. 20: Efecto de los parámetros de corte en la temperatura medida en la herramienta mediante pirometría láser.

Para cualquier velocidad de corte, la temperatura crece cuando crece el avance por revolución. La temperatura medida con el pirómetro, con todas las reservas debidas a la incertidumbre que introduce la emisividad, es mínima a la velocidad de corte de 200m/min. con independencia del avance por revolución. Este valor de velocidad de corte de 200 m/min. de temperatura mínima coincide con la velocidad de corte a la cual la potencia específica de corte era mínima [Rivero, 2006]. Estas mediciones corroborarían la hipótesis de que reducir la energía de consumida en el proceso de corte puede conducir a un campo térmico sobre la herramienta más favorable, si se tuviera mayor certeza acerca de la fiabilidad de las mediciones fuera

A fin de obtener una mejor referencia de la temperatura de la broca se realizaron unos experimentos en los cuales el eje de la broca coincidía con la colocación del termopar, por lo que estos elementos de medida eran destruidos durante el mecanizado pero era posible medir la temperatura del material en un punto muy cercano a la broca antes del mecanizado del termopar. Los valores medidos en estas condiciones han superado los 360°, superiores en más de 100° a las temperaturas medidas por pirómetro laser o por los termopares insertados en los canales del material, perpendicularmente y muy próximos a la pared mecanizada por la broca.

Otra medida adicional de temperatura, consistió en medir la temperatura máxima en la superficie de la pieza a taladrar en la cara de salida de la broca mediante una cámara termográfica Nikon™ Laird-270 (ver esquema en la Figura 3. 21). También con este aparato de medida es necesario fijar la emisividad del objeto a medir. Debido a la baja emisividad del aluminio se ha optado por pintar la superficie de la pieza con pintura de revestimiento negro mate de alta emisividad, para mejorar la calidad de las mediciones. Se ha considerado que dicha pintura tiene una emisividad constante de 0.95 [Segurajauregi, 2008][O'Sullivan, 2001]

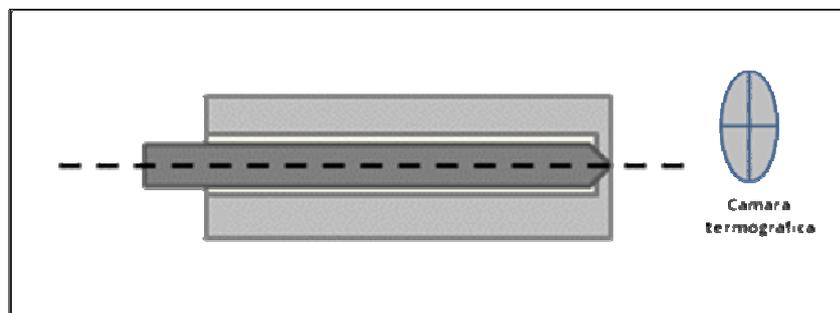


Figura 3. 21 Esquema de medición de la temperatura en la pieza a la salida del taladro con cámara termográfica.

Las temperaturas medidas para todos los experimentos fueron superiores a las temperaturas obtenidas mediante el pirómetro láser en la cara de incidencia de la broca, constatándose con una diferencia en torno a 100°C, Figura 3. 22. A pesar de las diferencias observadas en las tendencias, los valores medidas para cualquier avance cuando la velocidad de corte es 200 m/min. constituyen un campo térmico bastante favorable en comparación con las otras dos velocidades de corte ensayadas.

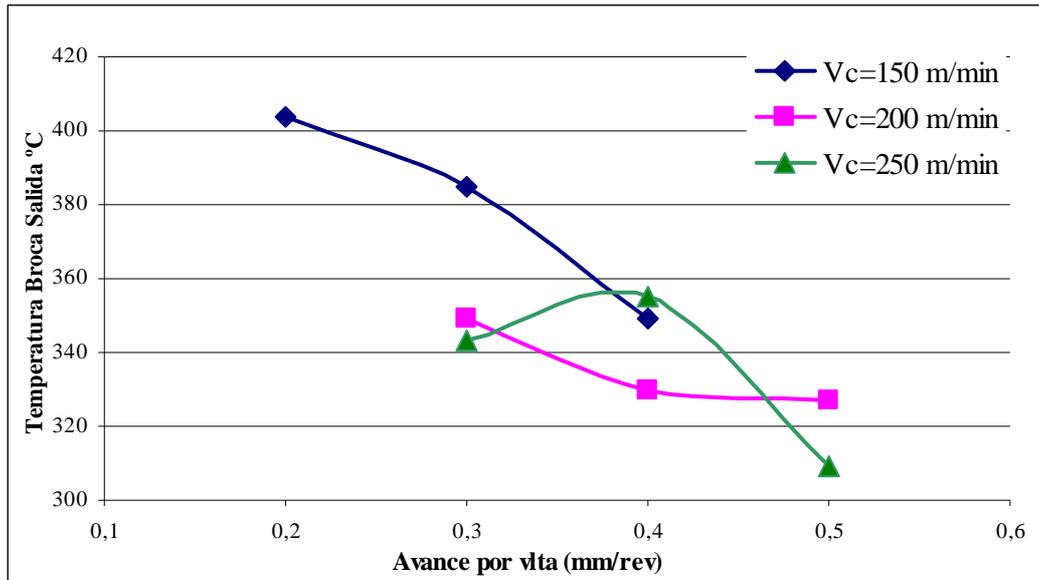
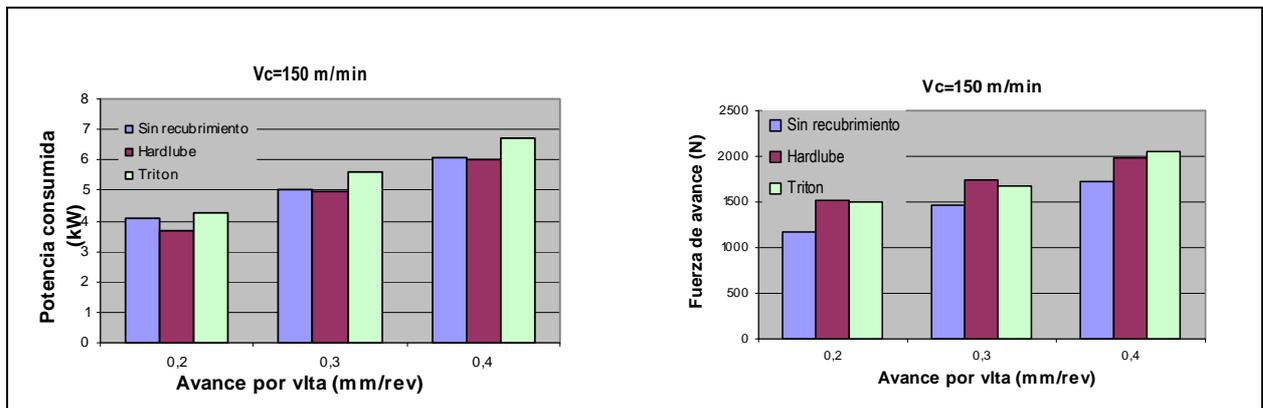


Figura 3. 22: Temperaturas en la cara de salida de la broca para distintas condiciones de proceso.

3.2.2 Efecto de los recubrimientos

En la Figura 3. 23 se muestran los consumos de potencia en el cabezal y la fuerza de avance de las tres brocas: broca sin recubrir, broca recubierta con Hardlube y broca recubierta con Triton; en función del avance por vuelta y para distintos valores de velocidad de corte.



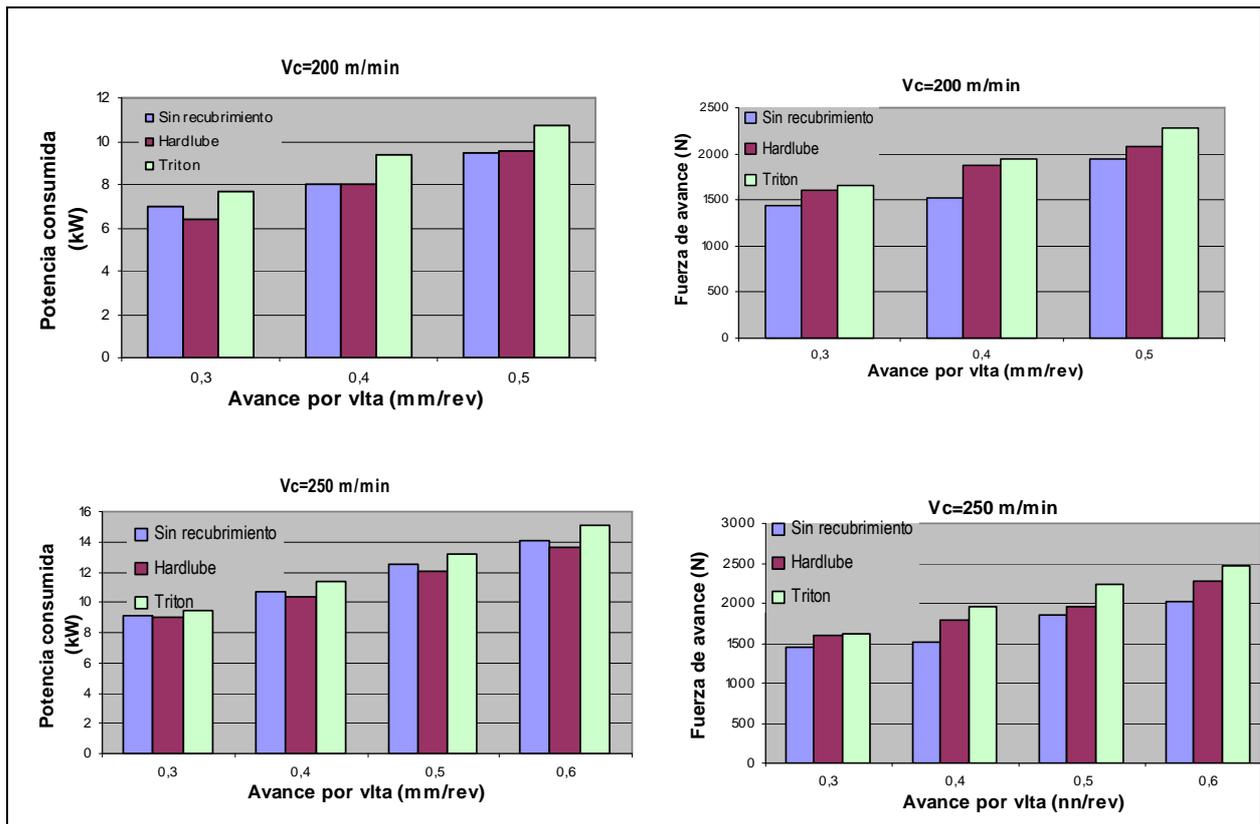


Figura 3. 23: Efecto del recubrimiento de la broca en la potencia y fuerza de avance.

Los datos experimentales demuestran que la utilización de recubrimientos tipo Balinit Hardlube, reducen la potencia de corte requerida, mientras que el recubrimiento Balinit Triton DLC hace aumentar el consumo de potencia, respecto a la misma operación cuando la herramienta no tiene recubrimiento. En términos porcentuales, la capacidad del efecto del recubrimiento Balinit Hardlube para reducir la potencia de corte consumida, es mayor a mayor velocidad de corte.

En cuanto al efecto en la fuerza de avance, los dos recubrimientos empleados la aumentan. Las modificaciones geométricas que el recubrimiento introduce en la herramienta, fundamentalmente en el filo transversal, pueden ser las responsables del incremento de la fuerza de avance.

La Figura 3. 24 muestra otro importante efecto derivado del empleo de recubrimientos tipo BALINIT HARDLUBE. Las dos gráficas en esta figura muestran la curva del consumo de par durante dos operaciones de taladrado en el camino de ida, desde que la herramienta empieza a cortar hasta que ha atravesado todo el bloque y recorre una distancia de desalajo desde el final del taladro de 10mm. La única diferencia entre las dos operaciones fue el empleo o no de recubrimiento en la herramienta. La Figura 3. 24 (a) corresponde a la señal del par de una operación de taladrado con una broca no recubierta. La Figura 3. 24 (b) muestra el mismo parámetro cuando la broca ha sido recubierta con BALINIT HARDLUBE. El resto de los parámetros de corte se mantienen iguales en ambos experimentos: 200 m/min. de velocidad de corte y 0,5 mm. de avance por revolución.

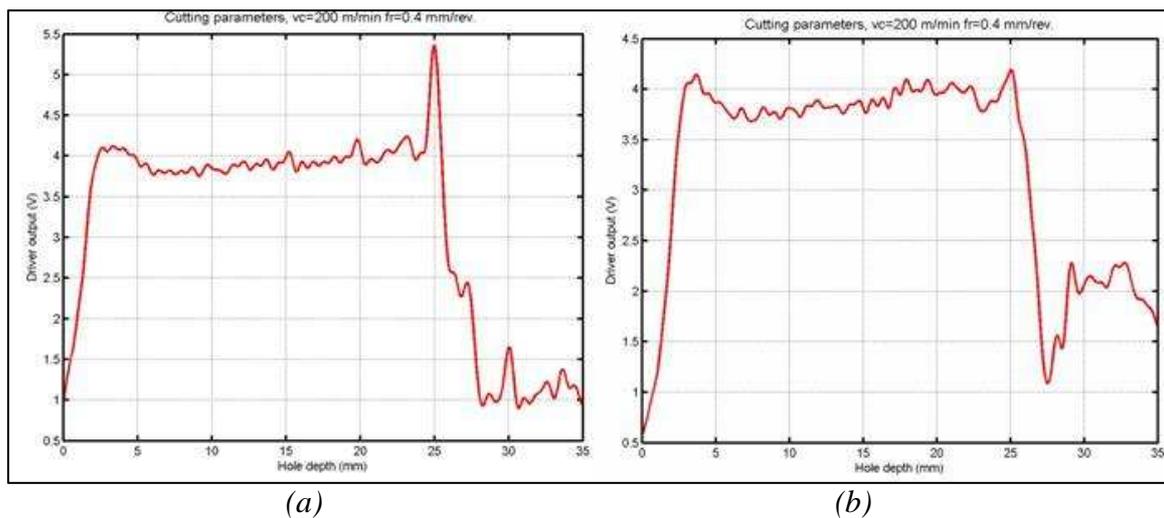


Figura 3. 24: Efecto del recubrimiento en el par (a) herramienta sin recubrir, (b) herramienta recubierta con BALINIT HARDLUBE.

En algunos de los experimentos en los que se ha utilizado herramientas sin recubrir, se ha medido un pico en la señal del par de corte en el tramo final del agujero. Este fenómeno se atribuye a que la viruta para su evacuación, debe deslizar desde el extremo de la broca hasta la entrada del agujero, a través de los canales de la broca. El camino de retorno que la viruta recorre para su desalojo aumenta con la profundidad del taladro y con ello se hace más complejo su desalojo. La viruta no se desaloja y los filos de la broca pierden eficiencia en el corte. Este fenómeno ocurre a menudo en las operaciones de taladrado profundo. Aunque el diámetro y la profundidad del agujero experimentado no corresponden a una operación de taladrado profundo, en algunos ensayos realizados se ha observado este fenómeno.

Cuando la herramienta está sin recubrir, hay mayor rozamiento entre viruta y herramienta que dificulta la evacuación de la viruta y hace aumentar el par de corte. Cuando se emplea una herramienta recubierta de BALINIT HARDLUBE, la disminución de rozamiento entre herramienta y viruta favorece la evacuación de esta última y mantiene así constante el consumo del par a lo largo de toda la longitud del taladro. Que el consumo de par a lo largo de toda la longitud del taladro se mantenga cuasi-constante y no muestre picos de consumo en la longitud más extrema, es un importante efecto derivado del empleo de recubrimientos de bajo coeficiente de fricción, tipo BALINIT HARDLUBE.

Este efecto conlleva beneficios reales en el corte. Un incremento del par tiene un efecto paralelo en el calor, lo cual no favorece ni a la vida de la herramienta ni a la calidad del agujero ya que favorece la formación de rebabas de mayor tamaño.

De los dos recubrimientos ensayados, el recubrimiento BALINIT® DLC da resultados muy poco satisfactorios, ya que todas las medidas de calidad del proceso, eficiencia energética y tamaño de rebaba, empeoran respecto a las mismas operaciones con la herramienta sin recubrir. Estos resultados cabrían esperarse debido a la temperatura de trabajo máxima aconsejada para este recubrimiento, por debajo de la temperatura esperada en este proceso de corte.

El otro recubrimiento, el BALINIT® HARDLUBE, si bien tiene un efecto limitado en la eficiencia energética del proceso, reduciendo ligeramente el consumo de potencia, puede contribuir a mantener constante a lo largo de toda la longitud del taladro, el consumo de potencia, evitando su aumento con la longitud del taladro producido por un peor desalajo de la viruta.

3.2.3 Efecto de los parámetros de corte en el tamaño de las rebabas

Las rebabas aparecen cuando el espesor del material a cortar a la salida del taladro, ya no puede soportar la presión ejercida por la fuerza axial o fuerza de avance. Una primera estrategia para controlar la formación de rebabas es reducir el esfuerzo axial, y a la vista de los resultados obtenidos en los experimentos de optimización, disminuir el avance por vuelta o aumentar la velocidad de corte, en el último tramo del agujero, contribuyen a reducir este esfuerzo. Otra opción es aumentar el espesor de material a cortar a la salida de agujero, para incrementar su resistencia frente a la fuerza axial, una opción para ello es incrementar el avance por vuelta. La estrategia más utilizada en la industria ha sido disminuir el avance manteniendo constante las revoluciones de la broca, esto es, manteniendo constante la velocidad de corte.

Sin embargo, en el rango de condiciones de corte testado en la operación de taladrado estudiada, los experimentos demuestran que para reducir el tamaño de las rebabas, en lugar de reducir el avance lo que procede es incrementar el avance por vuelta a la salida del taladro. En Tabla 3. 6 se ofrecen los datos de las rebabas medidas en las operaciones realizadas con la broca de metal duro sin recubrir. Las mediciones muestran que aumentar el avance por revolución permite disminuir el tamaño de la rebaba, a pesar del incremento de la fuerza de avance.

		Altura Rebaba (μm)		
		Velocidad de corte (m/min)		
		150	200	250
Avance (mm/rev)	0,2	158,2		
	0,3	131,771	129,737	130,298
	0,4	119,828	114,535	129,514
	0,5		104,242	81,866
	0,6			88,479

Tabla 3. 6: Tamaño de las rebabas a la salida del taladro para distintos parámetros de proceso con la broca sin recubrir.

La fuerza de avance no es el único factor responsable de la formación de rebabas. Si el avance por vuelta disminuye, también lo hace el espesor de capa del material a cortar, que ofrecerá menor resistencia frente a la fuerza de avance, aumentando el riesgo de formación de rebabas. Por otro lado, la reducción del avance aumenta la potencia específica de corte, tal y como se observa en la *Figura 3. 19*, también aumenta la temperatura en el material, que ofrecerá menor resistencia mecánica. Los agujeros con tamaño de rebaba menor coinciden también con aquellos agujeros en los que los valores de potencia específica de corte han sido más bajos.

En cuanto al efecto de los recubrimientos de herramienta en el tamaño de la rebabas, los experimentos han demostrado que bajo las mismas condiciones de proceso, se obtienen agujeros con rebabas de menor tamaño, cuando la herramienta se recubre de BALINIT HARDLUBE. La Tabla 3. 7 muestra el efecto de los recubrimientos en el tamaño de las rebabas para algunos de los ensayos realizados. La tendencia se mantiene en los demás ensayos realizados, las menores rebabas se obtienen en agujeros realizados con herramientas recubiertas de BALINIT® HARDLUBE, seguidas de las herramientas son recubrir.

Test #	Velocidad de corte (m/min)	Avance (mm/rev)	Herramienta	Altura Rebaba (µm)
1	150	0,2	No recubierta	158,02
2			BALINIT® HARDLUBE	97,075
3			BALINIT® DLC	332,645
10	200	0,3	No recubierta	129,737
11			BALINIT® HARDLUBE	107,645
12			BALINIT® DLC	327,358
16	200	0,5	No recubierta	104,242
17			BALINIT® HARDLUBE	107,719
18			BALINIT® DLC	327,358
28	250	0,6	No recubierta	88,479
29			BALINIT® HARDLUBE	85,188
30			BALINIT® DLC	116,282

Tabla 3. 7: Tamaño de las rebabas a la salida del taladro para distintos experimentos.

El uso de recubrimiento de herramienta hace que el consumo de par a lo largo de la longitud del taladro se mantenga constante. Este efecto conlleva beneficios reales en el corte. Un incremento del par tiene un efecto paralelo en el calor, lo cual no favorece ni a la vida de la herramienta ni a la calidad del agujero. El incremento del calor en la pieza hace decrecer la resistencia mecánica de la aleación de aluminio, aumentando el riesgo de formación de rebabas por deformaciones plásticas en el material de la pieza.

3.3 Resumen y conclusiones

Las principales dificultades del taladrado en seco de aleaciones aeronáuticas de aluminio son el desgaste acelerado que puede sufrir la herramienta y la disminución de calidad de los agujeros mecanizados: mayor rugosidad, pérdidas de tolerancia en

diámetro y mayor tamaño de las rebabas a la salida. La experimentación realizada ha perseguido la optimización de los parámetros de proceso con el fin de evitar estos problemas.

La optimización del proceso ha prestado especial atención a parámetros como el tamaño de la rebaba a la salida del taladro y el campo térmico de la broca, muy relacionado con el desgaste, así como el campo térmico de la pieza, relacionado con las dimensiones geométricas finales del agujero, a través de las dilataciones térmicas que puede sufrir la pieza durante el taladrado.

Además de un tamaño de rebaba dentro de tolerancias y una temperatura deseable en la broca en torno a 300°C, es necesario establecer un criterio para medir el rendimiento del proceso de taladrado OWA y valorar de acuerdo a ese criterio, los resultados de los experimentos de corte.

Se ha utilizado el parámetro de potencia específica, relación entre la potencia consumida y la cantidad de viruta extraída, como el criterio de evaluación y medición de la eficiencia del proceso de taladrado OWA. Se asume que valores menores de potencia específica, se corresponden con condiciones de corte más eficientes y de mayor rendimiento energético.

El metal duro ha sido el material de herramienta seleccionado para el taladrado OWA. Se han desestimado los aceros al carbono y los aceros rápidos porque sufren una importante reducción de la dureza con el aumento de la temperatura, que hacen inviable su empleo en esta operación, a causa de la insuficiente vida de las herramientas fabricadas con estos materiales cuando se taladra en seco. El diamante y el nitruro de boro cúbico tienen una dureza estable a elevadas temperaturas, y permiten emplear velocidades de corte elevadas. Sin embargo, su empleo se desestima para el taladrado OWA ya que las inter-caras y las vibraciones en los taladrados multi-capa favorecen la ruptura de este tipo de herramientas.

También se ha considerado el empleo de recubrimientos de herramienta, tanto por el potencial que ofrecen para reducir el coeficiente de rozamiento entre viruta y herramienta, como por su efecto barrera ante fenómenos de difusión entre el material de la pieza y el de la herramienta, que provocan el desgaste de ésta. Se han evaluado dos tipos de recubrimientos BALINIT® HARDLUBE y BALINIT®DLC comparado su efecto en los principales parámetros de la operación, frente a las herramientas sin recubrir.

La simulación del proceso realizada ha permitido establecer un máximo de 250 m/min para la velocidad de corte, a fin de mantener la temperatura en la cara de desprendimiento de la herramienta por debajo de las temperaturas que favorecen la difusión del aluminio en el cobalto. Es muy complejo modelizar el efecto del recubrimiento en el proceso, por las dificultades de obtener valores fiables del rozamiento entre viruta y herramienta.

Los resultados obtenidos en la modelización, recomiendan aumentar el ángulo de desprendimiento, o lo que es lo mismo el ángulo de la hélice, para reducir la temperatura en la cara de desprendimiento. En el punto del filo de la broca de mayor diámetro, el ángulo de desprendimiento toma un valor casi igual al ángulo de la hélice

La geometría de la herramienta no ha sido considerada como variable, habiéndose utilizado nuevos diseños de brocas de tres filos y con valores del ángulo de hélice y ángulo de incidencia compatibles con las recomendaciones obtenidas en las simulaciones. Tampoco se ha considerado la geometría mecanizada como variable, habiéndose mecanizado siempre un diámetro de 12mm en una longitud total de 25mm. El rango de velocidad de corte probado ha sido 150-250 m/min. y el rango de avance por vuelta 0,2-0,6 mm.

La búsqueda de condiciones de corte que produzcan valores mínimos de potencia específica ha demostrado ser una buena estrategia para controlar la temperatura. Si la cantidad de energía necesaria para mecanizar un agujero es la mínima, se entiende que la eficiencia del proceso es la óptima. Los experimentos han demostrado que en las condiciones de potencia específica mínima, las temperaturas medidas en la zona de corte son menores. En los experimentos, la temperatura medida se hacía mínima a 200 m/min. de velocidad de corte, valor que coincide con el de mínima potencia específica para cualquier avance por vuelta.

En relación al comportamiento de los recubrimientos de herramienta, BALINIT® HARDLUBE elimina el pico que se produce en el par de corte en el último tramo de la longitud del taladro, reduce el tamaño de las rebabas y la potencia consumida en el corte.

En el rango de parámetros de corte probado, los experimentos muestran que el tamaño de las rebabas se reduce con el incremento del avance por vuelta. Aunque la fuerza de avance aumenta, la última capa de material remanente a la salida del taladro crece, además, en el rango de condiciones de corte experimentado, la potencia específica de corte disminuye con el avance por vuelta, controlando tanto la temperatura de la herramienta como la formación de rebaba.

Además de la optimización de condiciones de corte para el taladrado OWA, ha quedado demostrada la viabilidad de obtener los valores numéricos de potencia y de fuerza de avance de una operación de taladrado, mediante la adquisición de las señales internas de los reguladores del motor del cabezal y del motor del carro Z de la máquina.

4. Desarrollo de un método para la monitorización y control de la formación de rebabas en el taladrado OWA

4.1 Introducción

Se pretende establecer un método capaz de detectar si durante el taladrado se han producido rebabas a la salida del taladro, cuando el tamaño de éstas sea superior a las restricciones de montaje aeronáutico, que sólo permite rebabas pequeñas por debajo de una cierta altura que se encuentra normalmente entre 100 y 150 micras.

El método debe basarse en medidas indirectas debido a que una medida directa de la rebaba exigiría separar los componentes para cuantificar las rebabas en las intercaras haciendo inviable la implementación de técnicas OWA.

Los métodos indirectos de monitorización se basan en medir señales que están relacionadas con el evento que se quiere controlar y detectar en esas señales indicadores relacionados con el evento. Estos métodos han sido ampliamente utilizados en otras aplicaciones de monitorización, son muchas las investigaciones que han desarrollado sistemas de monitorización de desgaste de herramienta basados en indicadores. La implementación de estos métodos pasa por detectar la señal más sensible al desgaste de la herramienta y establecer qué elementos característicos de la señal están relacionados con el evento, lo que se conoce como *descriptores* o *indicadores*.

Estableciendo un paralelismo a estos sistemas de monitorización de desgaste de herramienta, se ha pretendido el desarrollo de un sistema de monitorización de la formación de rebabas durante el taladrado basado en indicadores de medidas indirectas. La experimentación descrita a continuación, permitirá detectar qué señal interna es más sensible a la formación de la rebaba y los *indicadores de rebaba* de la señal sensible. Finalmente se define un método de implementación de la monitorización que consiste en definir límites para definir rangos admisibles a los valores numéricos de los indicadores.

Se ha realizado una experimentación utilizando la máquina, material de pieza, herramienta, sistemas de adquisición de fuerzas y sistema de medida de rebabas empleado en la optimización experimental de parámetros de procesos explicada en este mismo capítulo en el apartado anterior.

El objetivo principal de la experimentación es estudiar la sensibilidad de distintas señales a la formación de rebabas y utilizarlas para realizar una monitorización en tiempo real de proceso. Para ello se debe primero detectar qué señal contiene más información sobre el fenómeno de formación de rebabas y después calibrar la señal para poder cuantificar la rebaba y compararla con relación a unas tolerancias establecidas previamente por esta industria. En la revisión bibliográfica realizada, no se ha encontrado referencia alguna a ningún método de monitorización que pueda detectar la rebaba en tiempo real.

La mayoría de los problemas están asociados a la rebaba a la salida, ya que es mucho más grande que a la entrada. Por esta razón, la mayor parte de la investigación en rebabas, y en particular esta investigación, se ha centrado en desarrollar estrategias para minimizar o controlar la rebaba a la salida del material.

Se pretende que el sistema sea capaz de detectar la formación de rebabas sin necesidad de colocar sensores externos a la máquina para adquirir datos de proceso, por lo cual hay que correlacionar el fenómeno de formación de rebabas con datos de proceso que sean fácilmente adquiribles. Por otro lado, los datos de proceso más representativos de una operación de taladrado son el par de corte y las fuerza de avance. Durante los experimentos se han medido el par, la potencia y la fuerza de avance, a partir de los consumos de intensidad del cabezal (par y potencia) y del motor del carro de avance (fuerza de avance). Se buscará si alguna de estas señales internas contiene información sensible al fenómeno de formación de rebabas.

Utilizar las señales propias de la máquina sin necesidad de sensores externos ofrece algunas ventajas: 1) no se necesitan aparatos adicionales (acelerómetros, sensores de emisión acústica, micrófonos, etc.), 2) el montaje para adquirir los datos es sencillo, 3) hay independencia de los datos adquiridos con respecto a las zonas de trabajo (si se colocan sensores externos podría variar la distancia de la operación al sensor, etc.) , 4) se trata de un método no destructivo, ya que no se incorpora ningún elemento en la pieza de trabajo y finalmente 5) es muy fácil a la hora de implementar la monitorización en el control de la máquina.

El material de ensayo ha sido nuevamente aluminio 7075-T6. La geometría ensayada ha sido un taladro pasante de diámetro 10 mm en dos longitudes de taladro 12 y 25 mm.

4.2 Análisis de la correlación entre las señales internas y la rebaba

Se han mecanizado taladros variando los parámetros de proceso (avance y velocidad de corte), produciendo agujeros con rebabas de distintos tamaños. La comparativa de las señales captadas durante los ensayos con la rebaba medida, ha permitido detectar que la señal del consumo de par-potencia es sensible al fenómeno de la formación de rebabas. En concreto, la señal del consumo par-potencia en el dominio temporal y en la zona cercana a la salida del taladro, está relacionada con la altura de la rebaba medida. En este apartado se va a demostrar esta sensibilidad.

En la Figura 3. 25 se muestra el ejemplo de una señal captada en uno de los ensayos de taladrado. Esta señal corresponde al consumo de par del cabezal durante la realización de un agujero, desde que el electromandrino acelera hasta que se detiene. Según el fondo de escala aplicado, 5 Voltios corresponden al par nominal de la máquina: 16.97 Nm.

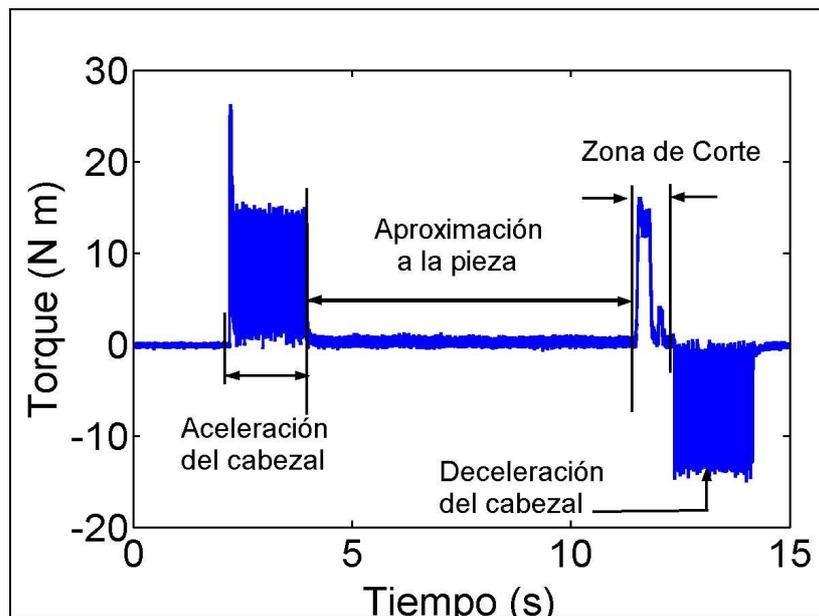


Figura 3. 25: Ejemplo de una señal completa capturada del regulador asociado al motor del cabezal durante una operación de taladrado.

En esta señal se distinguen claramente cuatro zonas diferentes. El primer rango de grandes oscilaciones corresponde a la “Zona de aceleración” del cabezal. Una vez alcanzada la velocidad de corte impuesta, el par decrece casi hasta cero. Entonces comienza la “Zona de aproximación” de la herramienta hasta el material de trabajo. El par medido crece en la “Zona de corte”, comprendida entre el punto en el que la broca toca la superficie de entrada en el material hasta que la broca se encuentra de nuevo fuera del agujero después del retroceso del cabezal. Esta zona incluye tanto la zona en la que la broca atraviesa el material en dirección y sentido del taladrado, como el recorrido de retroceso de la broca en sentido inverso hasta que la punta de la herramienta vuelve a la superficie de entrada del agujero. Finalmente se tiene la “Zona de deceleración”, representado en el plano negativo.

A efectos de monitorización de la rebaba, la región de interés es la zona de corte y el tramo posterior. Puesto que no se tiene referencia de la escala espacial a que corresponde con exactitud cada instante, lo más adecuado para entender mejor el proceso es representar la señal en función del recorrido de la herramienta. Se ha desarrollado un algoritmo para realizar una transformación de tiempo a longitud a partir de las velocidades de avance del carro Z y detectar el momento en que la herramienta toma contacto con el material. Lo más útil es considerar este punto, cuando la punta de la broca toca la superficie de entrada del material, como el cero de Z.

En el caso de que no se disponga de la posición del carro Z de forma directa se puede proceder de la siguiente manera (Figura 3. 26):

- Se ajusta a una recta el tramo de la señal en el que la herramienta se aproxima al material. Será una recta prácticamente horizontal.

- Se aproxima a otra recta el tramo de la señal en el que aumenta el par hasta que se estabiliza en la zona de corte.
- El punto en el que intersecan se puede considerar el punto en el que la herramienta toca la superficie de entrada. Se toma este punto como cero.

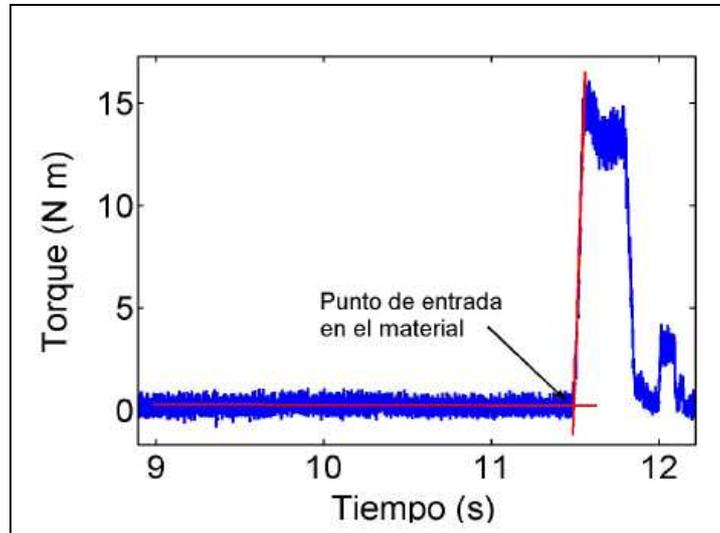


Figura 3. 26: Estimación del punto de entrada de la broca en el material como intersección de dos rectas.

Una vez detectado el “punto de entrada”, A partir de la velocidad de avance se estima el “Punto de salida”, convirtiendo el tiempo en recorrido (mm) a lo largo del agujero.

A partir de ese punto se extrae la zona que nos interesa, la “Zona de corte” y se representa en una escala espacial (Figura 3. 27 y Figura 3. 28).

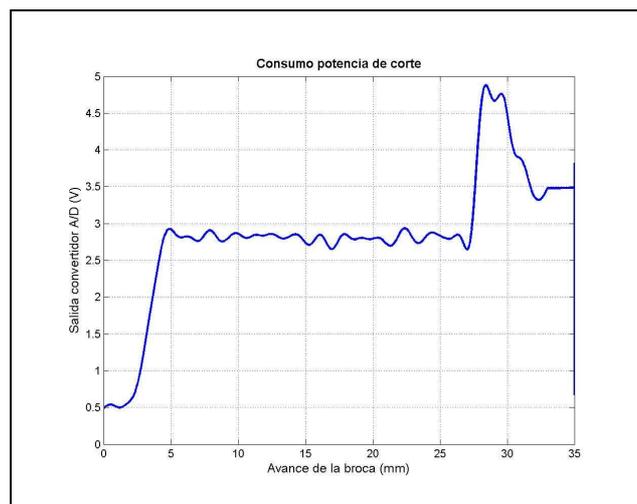


Figura 3. 27: Señal temporal del consumo de potencia del cabezal en el corte.

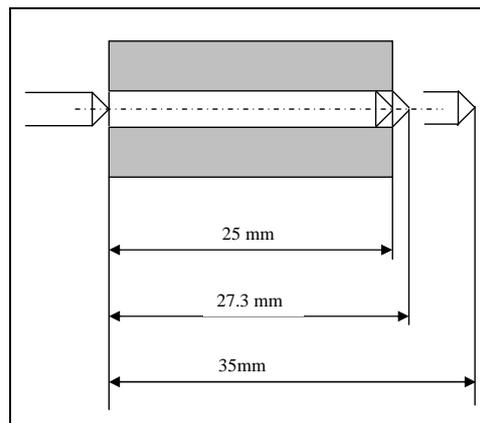


Figura 3. 28: Posiciones de la broca durante el avance.

Experimentalmente se ha constatado que un incremento del par de corte a la salida aumenta el riesgo de formación de las rebabas.

Seguidamente, se presentan algunos ejemplos que ilustran la relación existente entre el consumo de potencia y el tamaño de las rebabas. Para ello se presta especial atención a la zona de corte y en concreto al tramo posterior cuando la broca sale del material.

En la Figura 3. 27 se muestra la señal en el tiempo de un taladrado definido por los siguientes valores:

Broca de 3 filos TF B105 de Kennametal (sin recubrir)

Diámetro broca:	10 mm.
Vc:	471 m/min (N: 15000 rpm)
f:	0.22 mm/rev.
f retroceso :	20000 mm/min.
Pieza de trabajo:	Al 7075-T6
Espesor placa:	25 mm.
Salida de la broca:	8 mm.

En esta figura puede observarse cómo casi a la salida de la broca, se dispara la potencia que consume el electromandrino, manteniendo su consumo hasta 27,3mm, 2,3mm más que el espesor de la placa. Este hecho se debe a que la longitud de la punta de la broca es de 2,3 mm y es en 27.3 mm cuando la broca sale totalmente de la placa, tal y como se puede ver en la Figura 3. 28.

La potencia en vez de aumentar debería disminuir progresivamente en esos 2,3 mm de salida de la broca del material ya que el espesor de material a cortar también va disminuyendo en esa zona. Ese aumento de potencia de 24 mm. a 27.3 mm. se traduce

en un aumento de calor y esto puede ayudar a que se formen rebabas de un tamaño considerable por deformación plástica del material.

Para verificar lo que se acaba de explicar, se ha medido la altura de la rebaba con el rugosímetro, dando un valor de 1.1 mm.

En los siguientes ejemplos (Figura 3. 29 y Figura 3.30) se comparan las señales de consumo de potencia obtenidas al variar el avance por vuelta a la salida de la broca durante el taladrado de un agujero con $V_c=250$ m/min y $f=0.4$ mm/rev durante el primer tramo. En el primer caso se reduce la velocidad de avance inicial desde 0.4 mm/rev a 0.1 mm/rev, mientras que en el segundo se incrementa a 0.6 mm/rev.

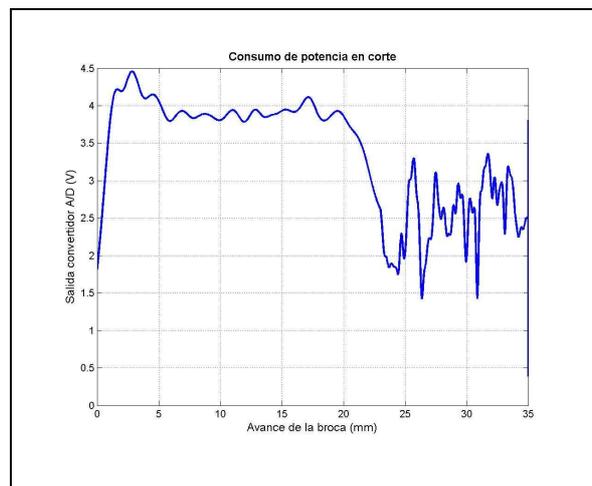


Figura 3. 29: Consumo de potencia $V_c=250$ m/min , $f_1=0,4$ mm/rev $f_2=0,1$ mm/rev.

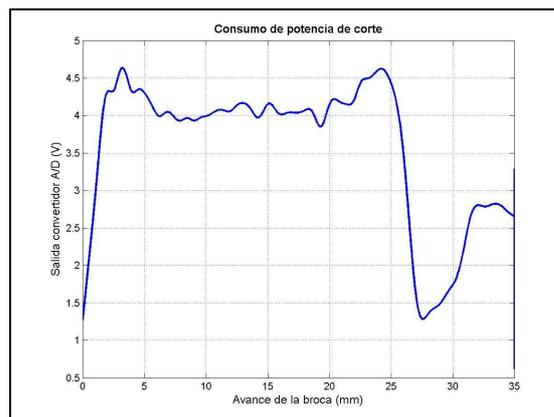


Figura 3. 30 : Consumo de potencia $V_c=250$ m/min $f_1 =0,4$ mm/rev $f_2=0,6$ mm/rev

Entre las señales de estas figuras se puede apreciar una clara diferencia en la forma de la señal a la salida de la broca, más allá de los 25 mm. que es el espesor de la placa. Una reducción de avance supone una clara distorsión de la señal, mientras que un aumento origina una señal bastante más limpia.

Las alturas de rebaba medidas en ambos casos han sido:

- $V_c=250$ m/min, $f_1=0.4$ mm/rev, $f_2=0.1$ mm/rev: Rebaba $273 \mu\text{m}$
- $V_c=250$ m/min, $f_1=0.4$ mm/rev, $f_2=0.6$ mm/rev: Rebaba $165 \mu\text{m}$

Esta relación entre la forma de la señal temporal y la altura de rebaba medida es propia de la potencia de corte y no se aprecia en el resto de consumos. Como ejemplo se muestran las gráficas de fuerza de avance obtenidas con las condiciones de corte previamente mencionadas. En este caso, la Figura 3. 31: y la Figura 3. 32, presentan una forma muy similar en el instante en el que la broca sale del tocho.

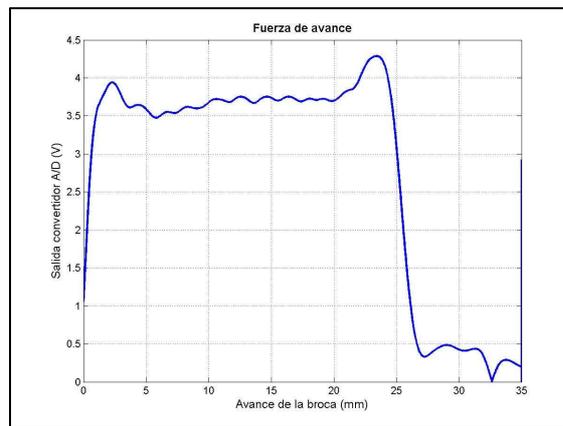


Figura 3. 31: Fuerza de avance a $V_c=250$ m/min, $f_1=0.4$ mm/rev, $f_2=0.6$ mm/rev.

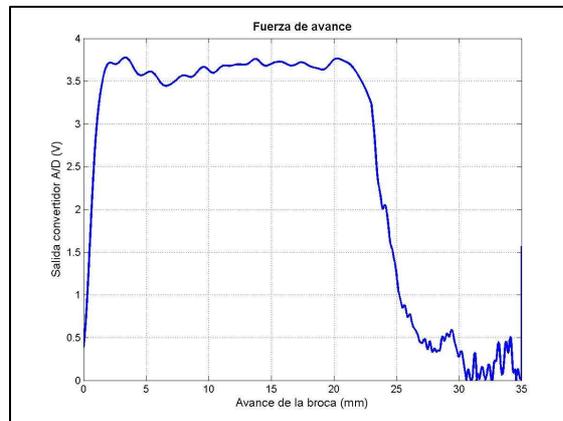


Figura 3. 32: Fuerza de avance a $V_c=250$ m/min, $f_1=0.4$ mm/rev, $f_2=0.1$ mm/rev.

En resumen, de los ensayos efectuados se ha obtenido como primer resultado que algunas magnitudes de la señal par-potencia dan información relevante del tamaño de rebaba originado

En todos los ensayos realizados se ha constatado que la señal de par en la zona de corte y en concreto en la zona de salida de la broca es sensible a la formación de las rebabas y los indicadores de esa sensibilidad son un incremento del par a la salida y perturbaciones en la señal también a la salida. Por lo que la esencia del método de

monitorización de la formación de rebabas se base en cuantificar las magnitudes de la señal del par. En el apartado siguiente se definen las magnitudes sensibles a la rebaba y un método para su cuatificación.

4.3 Definición y medición de los indicadores de rebaba

La medida “indirecta” que pretende remplazar la medida directa de la rebaba, es el consumo del motor del cabezal (el par de la operación de taladrado). Se ha visto en el apartado anterior que esta señal es sensible al tamaño de la rebaba en el tramo inmediato a la salida de la herramienta de la pieza, en donde se debe medir los atributos de esta señal relacionados con la rebaba: *indicadores de rebaba*.

En la señal captada de intensidad de corriente del regulador del motor del cabezal, se define la “zona de corte” como la comprendida entre el punto en el que la broca toca la superficie de entrada en el material hasta que la broca se encuentra de nuevo fuera del agujero después del retroceso del cabezal (ver Figura 3.28). Asimismo, se define el “punto de salida” como el punto en el que la punta de la broca atraviesa la superficie de salida del agujero.

Una vez delimitada la “Zona de corte” y el “Punto de salida” se definen varias zonas dentro de la “Zona de corte” (Figura 3. 33a y Figura 3. 33b):

- se establece la “zona de salida” como la zona inmediatamente posterior al “punto de salida”;
- se establece una “zona post-salida” que incluye sucesivamente la “zona de salida” y el retroceso de la broca hasta quedar fuera del agujero;
- se establece una “zona pre-salida” inmediatamente anterior al “punto de salida”.

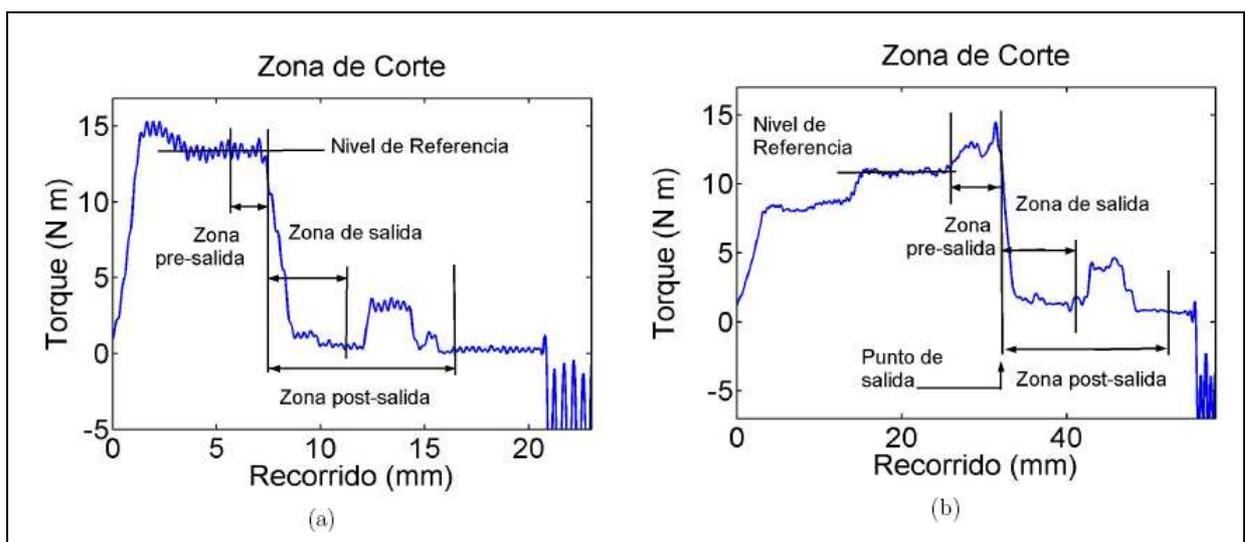


Figura 3. 33: Definición de las zonas dentro de la Zona de Corte. (a) Caso de una velocidad de avance. (b) Caso de dos velocidades de avance

Se han establecido como indicadores de rebaba, los siguientes atributos de la señal del par de una operación de taladrado (Figura 3. 34):

- Mínimo alcanzado tras la realización del agujero.
- Máximo alcanzado justo en la salida de la herramienta.
- Pendiente de la curva en el tramo de salida de la herramienta.
- Altura y anchura de posibles perturbaciones una vez que la herramienta ya ha salido.

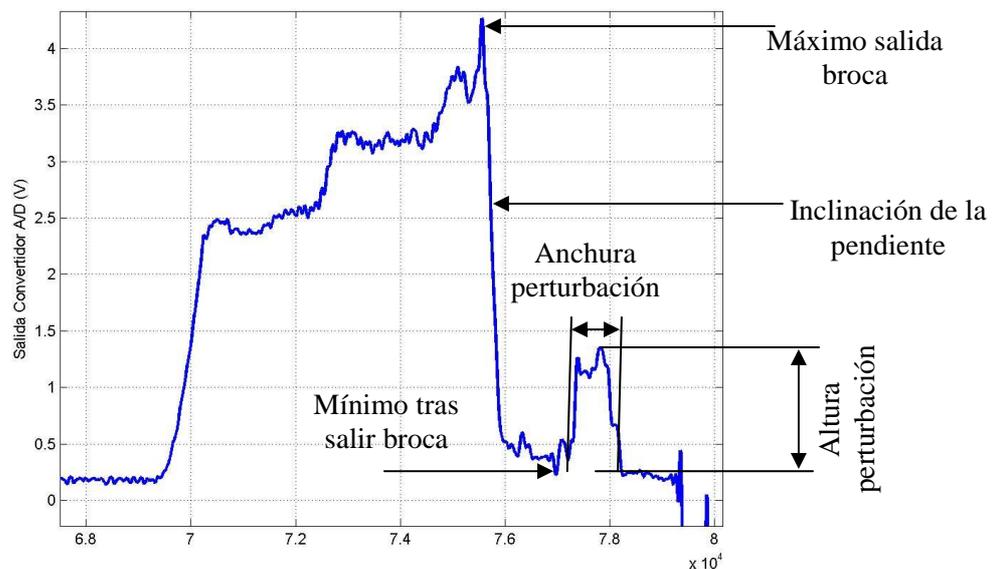


Figura 3. 34: Indicadores de formación de rebaba de la señal del consumo de potencia.

En los párrafos sucesivos se describe el procedimiento de medida que se utiliza para cuantificar estos indicadores de formación de rebaba.

- Se define y calcula el “nivel de referencia” (R_L) como el valor medio alcanzado por la señal en la zona en la que la broca atraviesa el tramo interno del agujero en el tramo correspondiente a las últimas condiciones de proceso (velocidad de avance y de corte) empleadas. En la Figura 3. 33a se muestra un ejemplo en el que se ha utilizado una sola velocidad de avance a lo largo de todo el agujero, mientras que en la Figura 3. 33b se han utilizado dos velocidades de avance diferentes. En el primer caso el nivel de referencia se calcula como el promedio del valor de la señal en la parte central del agujero, mientras que en el segundo caso se calcula como el promedio en el tramo correspondiente a la segunda velocidad. Se calcularía de forma similar si se utilizaran 3 velocidades a lo largo del agujero, sólo que calculado en el tramo correspondiente a la última velocidad. En el caso b sólo se ha variado la velocidad de avance, pero se obtendría un comportamiento similar cambiando la velocidad de corte o ambas (aunque no son casos frecuentes).

- Se define el valor de mínimo relativo (N) como el cociente entre el valor mínimo (Mínimo) alcanzado por una señal en la “zonas de salida y pre-salida” y el “nivel de referencia” (R_L):

$$N = \frac{\text{Mínimo}}{R_L} \quad (3.8)$$

- Se define el valor de máximo relativo (M) como el cociente entre el valor máximo (Máximo) alcanzado por la señal en las “zonas pre-salida y salida” y el “nivel de referencia” (R_L):

$$M = \frac{\text{Máximo}}{R_L} \quad (3.9)$$

En relación a las perturbaciones que pudieran aparecer en la “zona post-salida” estas se caracterizan por los siguientes parámetros:

- el valor de la anchura (W) de las perturbaciones cuya altura está por encima de un valor preestablecido, denotado por HP.
- el valor máximo de altura (H) de las perturbaciones.
- el valor de pendiente (S) calculada en la “zona de salida”.

Los indicadores cuantificados del tamaño de rebaba son las magnitudes representadas en la Figura 3. 35 :

W : anchura de la perturbación de la señal de intensidad en la zona post-salida.

Si es demasiado grande indica rebaba fuera de requerimientos. Junto con H y S son las más interesantes para rebabas intermedias, cercanas a los umbrales permitidos en el sector aeronáutico.

H : altura de la perturbación de la señal de intensidad en la zona post-salida

Si es demasiado grande indica rebaba fuera de requerimientos. Junto con W y S son las más interesantes para rebabas intermedias, cercanas a los umbrales permitidos en el sector aeronáutico.

S : pendiente de la señal de la señal de intensidad en la zona de salida

Si es pequeña indica rebaba fuera de requerimientos. Junto con H y W son las más interesantes para rebabas intermedias, cercanas a los umbrales permitidos en el sector aeronáutico.

M : máximo relativo de la señal de intensidad en la zona de salida

Si este máximo es demasiado alto indica que la rebaba está fuera de los requerimientos.

Esta es la magnitud menos interesante, ya que la condición asociada a ella se incumple en una proporción muy baja de casos en los que la presencia de rebaba es manifiesta, aunque para procesos muy rigurosos es también útil.

N: mínimo relativo de la señal de intensidad en la zona de salida

Si el Mínimo relativo (*N*) es demasiado alto indica que la rebaba está fuera de los requerimientos. Esta magnitud es la que mejor detecta las señales asociadas a rebabas muy grandes.

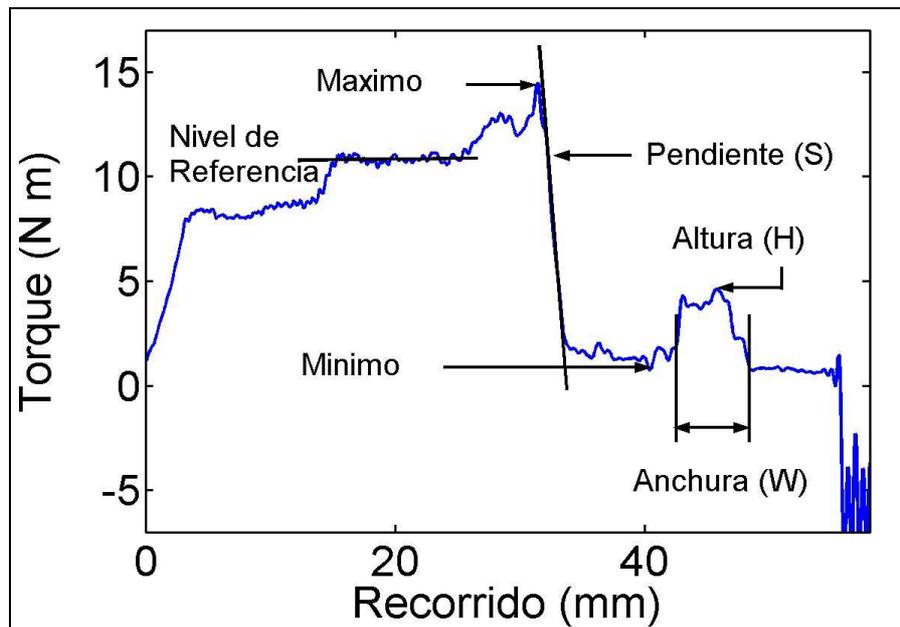


Figura 3. 35: Propiedades asociadas a la altura de rebaba: indicadores de rebaba. En este ejemplo se han utilizado dos velocidades de avance.

5. Desarrollo de un método para la monitorización y control del desgaste de la broca

5.1 Introducción

En un proceso tan repetitivo es fácil disponer de datos relativos a la vida esperada de la broca y programar ciclos de cambio de herramienta de acuerdo a esta estimación. Sin embargo, la vida de la broca puede sufrir variaciones importantes incluso cuando los parámetros de proceso permanecen constantes.

Emplear herramientas desgastadas puede producir agujeros de calidad deficiente. En las plantas aeronáuticas, el defecto observado y atribuido al uso de brocas en mal estado es la producción de agujeros de diámetro superior al permitido de acuerdo a las tolerancias aeronáuticas. Cuando se detecta este defecto se procede de inmediato al cambio de la broca, aunque se corre el riesgo de que los remaches que se alojen en los agujeros taladrados con anterioridad a cambio no trabajen adecuadamente.

Se pretende establecer un método que asegure que no haya defectos de calidad en el agujero producidos por la utilización de una broca desgastada. El interés no es medir el desgaste de la broca, sino controlar el efecto en la calidad de los agujeros debido al desgaste. Es necesario correlacionar la vida de la herramienta, o el número de agujeros mecanizados con la misma broca, con la calidad de los agujeros mecanizados.

Al igual que en la detección de la rebaba, el método debe basarse en medidas indirectas que tengan información de la calidad del agujero. Nuevamente hay que detectar la señal más sensible al desgaste de la herramienta, o mejor, la señal más sensible a cómo va evolucionando la calidad del agujero según la broca se va desgastando.

A tal fin, se ha realizado una experimentación de vida de la broca empleando la máquina, material de pieza, herramienta y sistemas de adquisición de fuerzas descritos en los apartados anteriores de este mismo capítulo. Se ha utilizado una broca de diámetro 10 mm. con la cual se han taladrado 1.500 agujeros pasantes de 25 mm. de longitud, todos ellos a una velocidad de corte de 200 m/min. y a un avance por vuelta de 0,3 mm. En total la misma broca ha mecanizado 37, 5 m. de agujero. Durante este ensayo de vida de la broca no se ha medido sistemáticamente el desgaste de la herramienta. En realidad se prestaba más atención a la calidad del agujero y a la evolución de ésta con el número de agujeros taladrado o con la longitud taladrada. Por ello, cada 5 agujeros se ha medido la rugosidad en las paredes laterales del agujero, la altura máxima de la rebaba a la salida del taladro, así como el diámetro de los agujeros. En la actualidad, una alerta del desgaste de la broca en las plantas aeronáuticas, es la obtención de agujeros de diámetro superior al esperado.

5.2 Evolución de la calidad de los agujeros con el desgaste de la broca

En este apartado se ofrece el análisis realizado del efecto que tiene el desgaste progresivo de la herramienta en la calidad del agujero. Como medidores de la calidad

del agujero se han considerado la altura máxima de rebaba a la salida, la rugosidad en las paredes del agujero y el diámetro del agujero. Los datos de calidad se refieren al último tercio del ensayo de vida de la broca ya que durante los primeros 1000 agujeros no se aprecia ninguna tendencia relevante en los valores medidos.

Las mediciones de la altura de rebaba máxima se ofrecen en la *Figura 3. 36*. Se observa un aumento del tamaño de la rebaba con la longitud taladrada con la misma broca. Esta relación entre desgaste de la herramienta y altura de la rebaba no sorprende y está de acuerdo con el uso de la medida de la rebaba como control del desgaste de la herramienta.

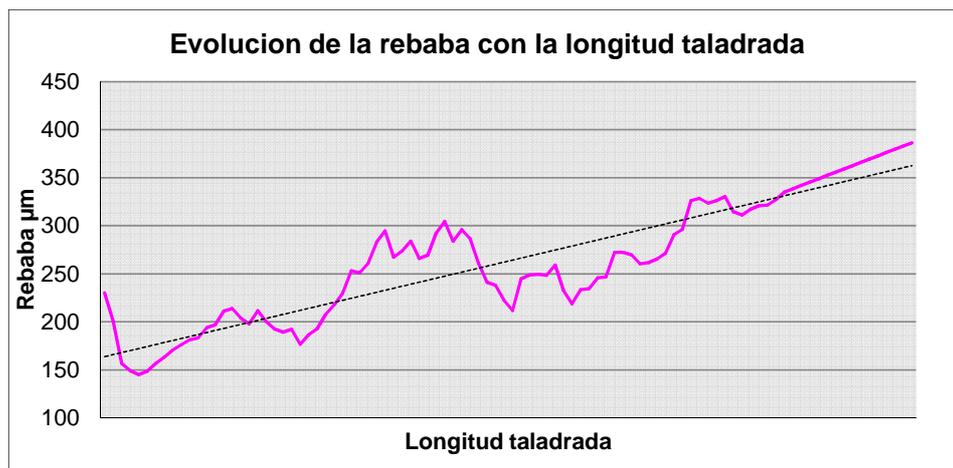


Figura 3. 36: Efecto del desgaste de la broca en la altura de rebaba a la salida del agujero.

Las mediciones de rugosidad en las paredes laterales de los agujeros se ofrecen en la *Figura 3. 37*. En este parámetro de calidad no se observa un efecto tan claro del número de agujeros mecanizados. Las paredes del agujero son producidas en primer lugar por la zona de mayor diámetro de los filos principales y en segundo lugar por el efecto de bruñido de los filos secundarios tanto en el movimiento de avance de la broca como durante la retirada de ésta. El desgaste esperado en este mecanizado se debe a la difusión del material pieza en la herramienta, favoreciendo la adherencia del material de la pieza en la herramienta, sobre todo en las zonas de mayor temperatura de la inter-cara herramienta pieza. La máxima temperatura se produce en la zona de mayor diámetro de la cara de desprendimiento. Cualquier otro mecanismo de desgaste del filo principal y de los filos secundarios es significativamente menor que el desgaste por material de pieza adherido a la herramienta. Este fenómeno de desgaste, explica que en la investigación realizada, no se aprecie el efecto del desgaste en la herramienta en la rugosidad del agujero.

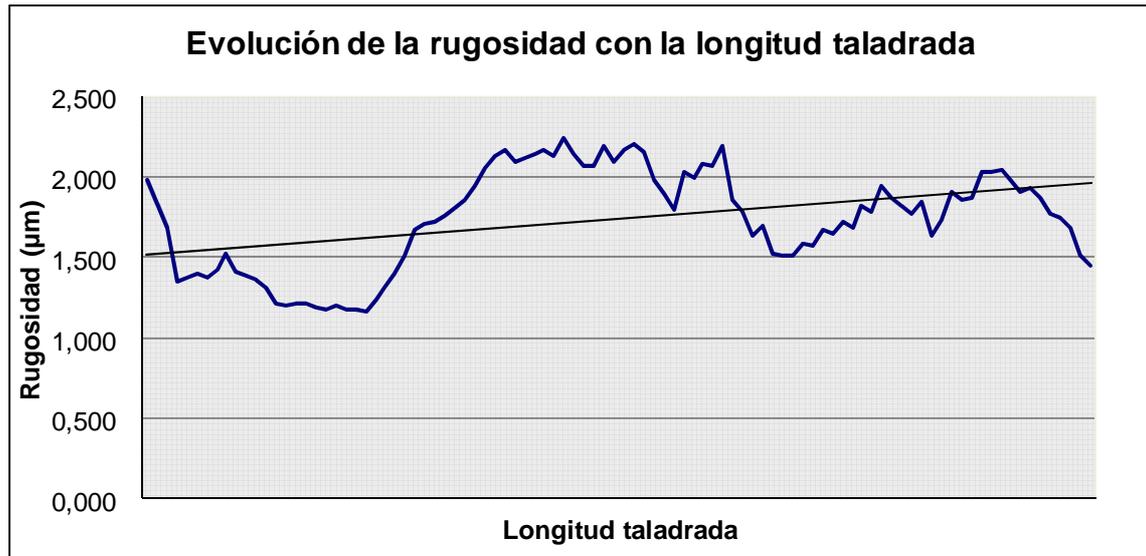


Figura 3. 37: Efecto del desgaste de broca en la rugosidad.

La Figura 3. 38 permite observar cómo evoluciona el diámetro del agujero con la longitud taladrada, o lo que es lo mismo, según la broca se va desgastando. Como era de esperar, todos los diámetros de los agujeros mecanizados, dan una medida por encima del diámetro nominal del agujero, 10mm. El run-out de la herramienta, la asimetría de los filos debida a la fabricación de la broca, vibraciones o deformaciones de la pieza a la entrada de la broca son factores que explican esta desviación en el diámetro y son intrínsecos e inevitables en el proceso de taladrado. El diámetro del agujero fluctúa entre 10,02mm. y 10,04 mm. a lo largo de caso todo el experimento, pero a partir de una longitud mecanizada, en algunos agujeros el diámetro medido se dispara y alcanza en algunos casos desviaciones de casi dos décimas con respecto al diámetro nominal. El valor del diámetro en un último tramo del ensayo se mantiene en casi todos los valores por debajo de 10,05mm. pero se aprecian algunas medidas muy por encima de este valor. El comportamiento esperado en el último tramo del ensayo de vida es poco predecible, se miden agujeros cuyo diámetro está muy por encima de 10,05mm. aunque estos agujeros han sido precedidos por agujeros cuyo diámetro presentaba desviaciones mucho menores, al igual que los agujeros mecanizados después.

Este efecto del desgaste de la broca en la calidad del mecanizado, se explica por la variabilidad introducida en el proceso por el estado de la broca, que está sometida a un desgaste dominado por el fenómeno de adhesión del material de la pieza a la herramienta. El material adherido a la herramienta se desprende en un momento dado, y el agujero mecanizado entonces muestra una calidad sustancialmente mejor que los agujeros mecanizados inmediatamente antes. Sin embargo, la adhesión del material pieza a la herramienta tiene lugar a velocidad elevada, por lo que pocos agujeros después, la calidad de los mecanizados arriesga volver a ser deficitaria. A partir de una longitud de mecanizado, el proceso se vuelve inestable y no se puede garantizar su calidad.

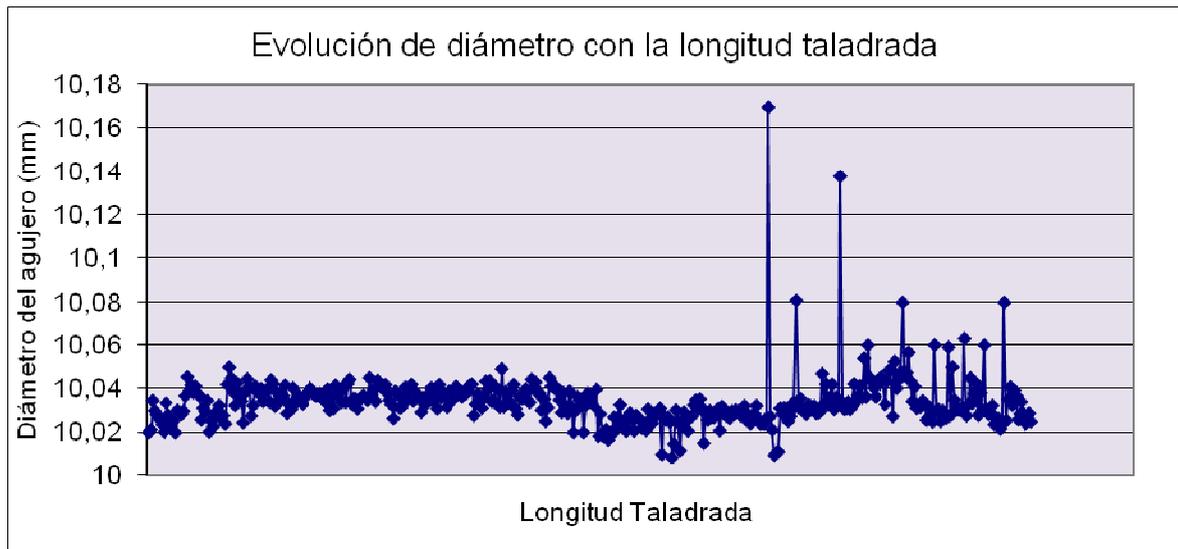


Figura 3. 38: Efecto del desgaste de la broca en el diámetro del agujero.

En resumen, el desgaste de la broca afecta negativamente al tamaño de la rebaba a la salida del agujero y puede provocar que el diámetro del agujero tome un valor demasiado grande, mientras que su efecto en la rugosidad de las paredes es menos relevante. El efecto observado del desgaste en la rebaba está de acuerdo con la utilización de la medición de la rebaba como medida indirecta del desgaste de la herramienta observada en el análisis del estado del arte. Por otro lado, en la actualidad la broca es cambiada por una nueva cuando el diámetro medido de un agujero es superior al permitido, también en concordancia con los resultados observados.

5.3 Análisis de la correlación entre las señales internas y la calidad del agujero taladrado

El par y la fuerza de avance se han adquirido a través de la lectura de las señales internas de la máquina, referentes al consumo de intensidad del motor del cabezal y al consumo de intensidad del motor del carro de avance. La primera relacionada con el par de corte y la segunda con la fuerza de avance del proceso de taladrado. El sistema de adquisición de datos ha sido ya explicado en el apartado 3.1.8, así como la correlación entre las señales eléctricas medidas en voltios con el par y la fuerza de avance de la operación de taladrado.

El análisis de estas señales se ha realizado off-line mediante MATLAB. Una librería específica de programas fue elaborada en MATLAB para proceder a su análisis y extraer de ellas indicadores que pudieran estar relacionados con el desgaste de la broca.

El análisis de las señales se ha limitado a las señales adquiridas del motor de avance y del motor del cabezal en el tramo del recorrido de la broca representado en la Figura 3. 39, que es cuando los filos principales de la broca están cortando el material en todo su diámetro.

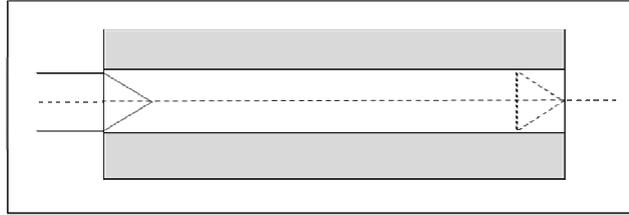


Figura 3. 39: Tramo del recorrido de la broca en el cual se ejecuta el análisis.

La Figura 3. 40 muestra el extracto de la señal del par cuando la broca está en contacto con la pieza. La señal corresponde a un agujero taladrado al inicio del ensayo de desgaste, esto es, cuando la broca tiene un desgaste muy bajo. La Figura 3. 41 refleja la misma señal pero cuando la broca debiera sufrir un nivel de desgaste de brocas superior, ya que corresponde a la señal de una operación de taladrado del tramo final del ensayo de desgaste.

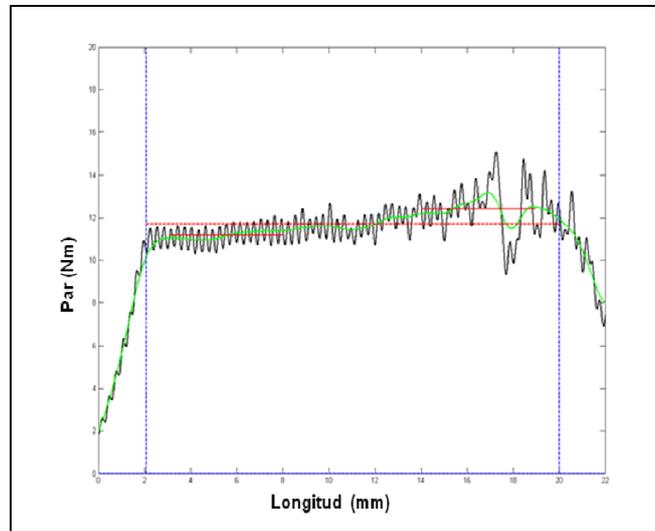


Figura 3. 40: Par de una operación con una broca con bajo nivel de desgaste.

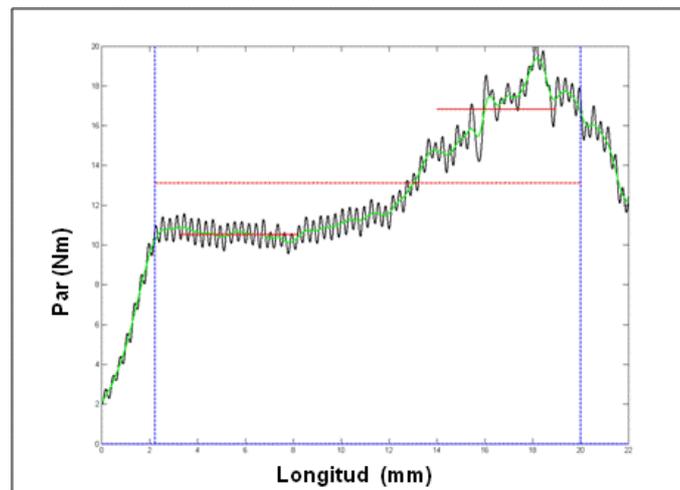


Figura 3. 41: Par de una operación con una broca con nivel de desgaste medio.

Podría ocurrir que el desgaste de la broca interviniera en el proceso de desalajo de la viruta del agujero. Si esta hipótesis fuera cierta, a medida que la broca se desgasta, el par o la fuerza de avance sufrirían incrementos significativos en el último tramo del agujero, con respecto al tramo inicial. En la búsqueda de indicadores de desgaste se ha realizado en análisis de las señales en dos tramos diferentes de la longitud del taladro, toda la longitud del agujero y el último tercio.

Considerando esta hipótesis, para el análisis de las señales en el del tiempo, una vez tratados los datos con un filtro pasa baja a 20Hz, se han extraído los valores estadísticos de valor medio, desviación estándar y curtosis de los datos adquiridos cuando la broca está cortando el material con todo el diámetro en toda la longitud del taladro y durante el último tercio de la longitud del taladro.

Los valores de intensidad han sido transformados al dominio de la frecuencia mediante la transformada rápida de Fourier, obteniéndose así el espectro de frecuencia de las señales. Se ha calculado el área bajo la curva del espectro de frecuencia en diferentes rangos de frecuencia mediante la aplicación del método de trapecio. Los rangos de frecuencia para los cuales se ha calculado el área bajo la curva han sido 0–150 Hz, 150–400 Hz, y 400–1000 Hz. El rango comprendido entre 150-400 Hz incluye a la frecuencia de golpeteo de los filos principales de la broca.

En resumen, como indicadores potenciales del desgaste de la broca se han extraído de las señales adquiridas los siguientes valores:

- Indicador 1: valor medio de los datos adquiridos de la fuerza de avance durante el taladrado de toda la longitud del agujero.
- Indicador 2: desviación estándar de los datos adquiridos de la fuerza de avance durante el taladrado de toda la longitud del agujero.
- Indicador 3: curtosis de los datos adquiridos de la fuerza de avance durante el taladrado de toda la longitud del agujero.
- Indicador 4: valor medio de los datos adquiridos de la fuerza de avance durante el taladrado del último tercio de la longitud del agujero.
- Indicador 5: desviación estándar de los datos adquiridos de la fuerza de avance durante el taladrado del último tercio de la longitud del agujero.
- Indicador 6: curtosis de los datos adquiridos de la fuerza de avance durante el taladrado del último tercio de la longitud del agujero.
- Indicador 7: valor medio de los datos adquiridos del par durante el taladrado de toda la longitud del agujero.
- Indicador 8: desviación estándar de los datos adquiridos del par durante el taladrado de toda la longitud del agujero.
- Indicador 9: curtosis de los datos adquiridos del par durante el taladrado de toda la longitud del agujero.
- Indicador 10: valor medio de los datos adquiridos del par durante el taladrado del último tercio de la longitud del agujero.
- Indicador 11: desviación estándar de los datos adquiridos del par durante el taladrado del último tercio de la longitud del agujero.

- Indicador 12: curtosis de los datos adquiridos del par durante el taladrado del último tercio de la longitud del agujero.
- Indicador 13: porcentaje del incremento del valor medio de la fuerza de avance durante el taladrado del último tercio de la longitud del agujero, con respecto al valor medio de la fuerza de avance durante el taladrado de toda la longitud del taladro.
- Indicador 14: porcentaje del incremento del valor medio del par durante el taladrado del último tercio de la longitud del agujero, con respecto al valor medio del par durante el taladrado de toda la longitud del taladro.
- Indicador 15: área bajo la curva del espectro de frecuencia de la fuerza de avance en el tramo de frecuencias comprendido entre 0-150 Hz.
- Indicador 16: área bajo la curva del espectro de frecuencia de la fuerza de avance en el tramo de frecuencias comprendido entre 150-400 Hz.
- Indicador 17: área bajo la curva del espectro de frecuencia de la fuerza de avance en el tramo de frecuencias comprendido entre 400-1000Hz.
- Indicador 18: área bajo la curva del espectro de frecuencia del par en el tramo de frecuencias comprendido entre 0-150 Hz.
- Indicador 19: área bajo la curva del espectro de frecuencia del par en el tramo de frecuencias comprendido entre 150-400 Hz.
- Indicador 20: área bajo la curva del espectro de frecuencia del par en el tramo de frecuencias comprendido entre 400-1000Hz.

El objetivo es encontrar algún indicador o combinación de indicadores sensible al desgaste de la herramienta, i.e. que muestre una tendencia con respecto al número de agujeros taladrado o longitud taladrada con la misma broca (Figura 3. 42).

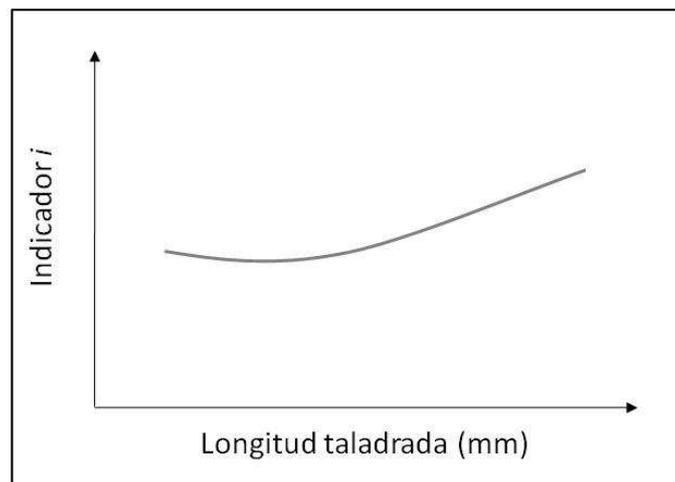


Figura 3. 42: Ejemplo de indicador sensible con el desgaste de la broca.

Se entiende que existe redundancia entre los indicadores de desgaste establecidos, para facilitar la búsqueda de indicadores sensibles al desgaste se ha realizado un análisis de componentes principales (ACP) de los valores de los indicadores que se han obtenidos para todas las señales captadas a lo largo todo el experimento de vida de la broca. Un matriz de 20 columnas (20 indicadores) y 1500 filas (número de operaciones de

taladrado ejecutadas durante el experimento de desgaste). El Análisis de Componentes Principales (ACP) es una técnica estadística para reducir la dimensión del número de variables (número de indicadores de desgaste), con el objetivo de reducirlas a un menor número perdiendo la menor cantidad de información posible. Los nuevos componentes principales o factores serán una combinación lineal de las variables originales, y además serán independientes entre sí. Sin embargo no ha sido posible apreciar ninguna tendencia de los componentes principales en función de la longitud de mecanizado.

Haciendo una valoración individual de cada indicador de desgaste en función de la longitud de taladrado se observa que la señal de intensidad del motor del carro de avance es la que muestra más sensibilidad al desgaste de la herramienta. La Figura 3. 43 muestra los valores de la desviación estándar de los datos adquiridos cuando la broca está cortando con todo el diámetro, correspondientes a los agujeros taladrados en el último tercio del ensayo de vida. La misma sensibilidad se observa en el Indicador 2 y en el Indicador 5.

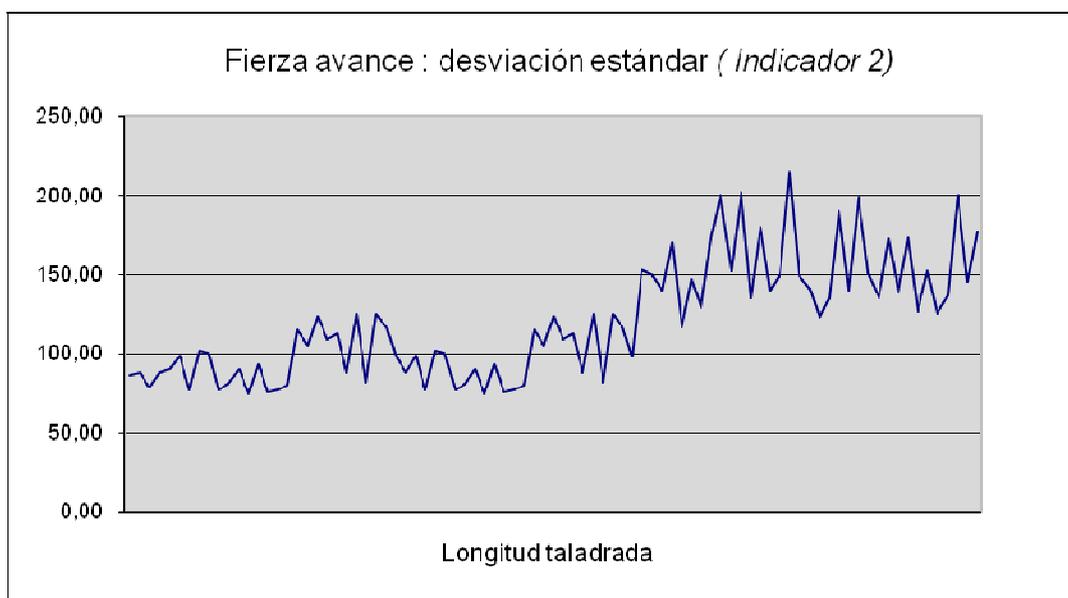


Figura 3. 43: Evolución de la desviación estándar de la fuerza de avance con la longitud taladrada.

En el rango ensayado, en ningún otro de los indicadores de desgaste se observa tendencia alguna con la longitud taladrada. A modo de ejemplo se ofrece los valores que el indicador 1 toma en el último tercio del ensayo de desgaste en la Figura 3. 44.

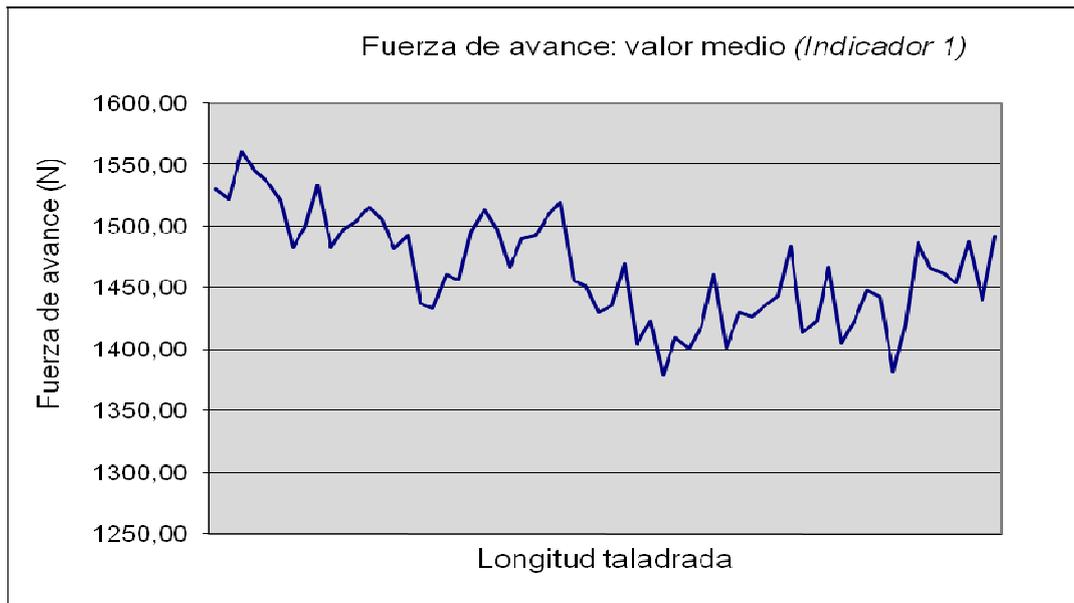


Figura 3. 44: Evolución del valor medio de la fuerza de avance con la longitud taladrada.

5.4 Definición y medición de indicadores de desgaste

El objetivo es establecer un método capaz de prevenir el mecanizado de agujeros de baja calidad debido al uso de herramientas desgastadas.

El método debe basarse en medidas indirectas detectando señales sensibles al desgaste de la herramienta y estableciendo que elementos de las señales sensibles están relacionadas con el desgaste, lo que se conoce como descriptores o indicadores.

La medida “indirecta” que podría remplazar la medida directa del desgaste de la broca es el consumo del motor de avance, que está relacionado de forma directa con la fuerza de avance de una operación de taladrado. En el ensayo de desgaste realizado se ha observado que la desviación estándar de los datos adquiridos de esta señal cuando la broca está cortando con todo el diámetro, aumenta con el número de agujeros taladrado.

El resultado obtenido está en línea con investigaciones previas referencias en el capítulo anterior, que se ha dedicado a la revisión del estado del arte.

Otra medida que puede detectar el desgaste de la broca es la medida del tamaño de la rebaba. El desgaste progresivo de la broca tiene un efecto significativo en el tamaño de las rebabas, cuya altura máxima aumenta con la longitud taladrada por la misma broca, de acuerdo a las mediciones de calidad realizadas en el ensayo de desgaste.

El impacto del desgaste de la broca en el tamaño de las rebabas, que es utilizado por algunos investigadores como medida indirecta de desgaste, de acuerdo a la revisión del estado del arte del capítulo anterior, permite aplicar el sistema de detección de rebaba definido en el apartado 3, también a la detección del desgaste de la broca.

Si el sistema de control y monitorización de rebabas, mediante el análisis de los indicadores de rebaba en el consumo del motor de cabezal, detecta que se ha formado una rebaba de tamaño superior al permitido, la etapa siguiente del sistema de control y monitorización debería ser analizar el indicador de desgaste de herramienta en la fuerza de avance. Si la desviación estándar del consumo del motor del carro de avance fuera superior, en un porcentaje calibrado, a la desviación estándar de los registros de la misma señal en los primeros agujeros mecanizados con la misma broca, se debería asumir que la formación de rebaba se ha debido a una broca en mal estado y que el riesgo de mecanizar agujeros demasiado grandes ha aumentado, por lo que debería procederse a su cambio.

CAPÍTULO IV: VALIDACIÓN DE LA METODOLOGÍA PARA LA IMPLEMENTACIÓN DEL TALADRADO OWA.

1. Evaluación del comportamiento del proceso de taladrado optimizado.

El taladrado OWA se utilizará durante los procesos de montaje para unir distintos componentes y formar las estructuras aeronáuticas. La unión estará formada por varios componentes, normalmente dos. La longitud del taladrado, que será un taladrado multicapa, dependerá del espesor total a unir. Durante la operación del taladrado, los componentes de un montaje se mantienen unidos y se les aplica una presión. En estas condiciones, y si se garantiza el apriete, el comportamiento de un taladrado multicapa es similar al taladrado de un único componente.

Cuando la unión es aluminio-aluminio, y con bastante independencia de la aleación de aluminio, los parámetros de la operación OWA podrán definirse de acuerdo al proceso de optimización desarrollado en el Capítulo III.

El método desarrollado para optimizar los parámetros de taladrado OWA se basa en obtener aquellos parámetros de proceso que minimizan la potencia específica del proceso. El objetivo es conseguir un corte eficiente desde el punto de vista energético. En estas circunstancias, el campo térmico de la broca y el campo térmico de la pieza serán más favorables para la calidad de mecanizado y para la vida de la broca. Además se debe controlar el tamaño de la rebaba a la salida del taladro.

El taladrado deberá realizarse con una broca de metal duro y de ángulo de hélice grande. La herramienta podrá recubrirse con un recubrimiento de bajo coeficiente de fricción, siempre que el recubrimiento soporte temperaturas de trabajo elevadas. La optimización de los parámetros de proceso de taladrado OWA realizada según el método propuesto, ha considerado una longitud de taladrado constante de un valor de 25 mm. Por lo que no ha sido estudiado el efecto en la calidad del taladrado de la longitud del agujero o el espesor de la multicapa, que sin embargo, es un parámetro que va a variar mucho en la aplicación industrial real.

El desalojo de la viruta durante el taladrado es más ineficiente según aumenta la profundidad del agujero. El desalojo ineficiente de la viruta puede incrementar el par de taladrado y la temperatura, combinación que aumenta el riesgo de formación de rebabas a la salida del taladro. En este apartado, se pretende evaluar la independencia de los parámetros del proceso de taladrado OWA con respecto al espesor total de la unión.

Para ello se va a analizar el efecto de variables del proceso, entre ellas la longitud del agujero, en el tamaño de la rebaba a la salida. Se pretende con ellos demostrar la validez del método empleado para optimizar el taladrado OWA, y su aplicabilidad con independencia del espesor total de la unión.

Como paso previo, se ha estudiado la influencia en el tamaño de la rebaba de los factores del proceso no controlados. Para ello, han sido realizados un total de veinte ensayos para dos condiciones de proceso diferentes. Las primeras condiciones producen agujeros de rebabas pequeñas, mientras que las segundas condiciones producen agujeros con rebabas grandes, por encima de las toleradas en el sector aeronáutico. La Tabla 4. 1 muestra los parámetros de proceso de los dos ensayos realizados y el análisis estadístico de las rebabas medidas.

Test	Velocidad de corte V_c (m/min)	Avance f (mm/rev)	Rebaba Valor medio (μm)	Rebaba Varianza (μm)
1	100	0,2	100,4	21,5
2	150	0,2	181,9	15,7

Tabla 4. 1: Experimentos preliminares de repetitividad del proceso.

En esta tabla, las dos últimas columnas corresponden al valor medio de la rebaba y a la varianza de los resultados medidos en los veinte ensayos para cada una de las dos condiciones de corte ensayadas. La dispersión de los datos es elevada, llegando hasta el 21% en el primer test.

Para investigar la influencia de los parámetros del proceso en la rebaba, se ejecuta un plan de experimentos de cuatro variables o factores y dos niveles para cada factor. Los factores que se consideran son la velocidad de corte, el avance, el recubrimiento y la longitud del taladro. Los tres primeros factores han sido ya tenidos en cuenta en la optimización del proceso, no así el cuarto factor, el espesor de la unión o longitud del taladro, que por otro lado, va a ser un factor muy variable en la aplicación real. En la Tabla 4. 2 se muestran los factores y los niveles asignados.

Nivel	Velocidad de corte V_c (m/min)	Avance f (mm/rev)	Longitud L (mm)	Recubrimiento
1	150	0,2	35	0
2	250	0,5	20	1

Tabla 4. 2: Diseño 1: asignación de niveles a los factores.

La matriz $L_8(2^7)$ tiene ocho columnas correspondiente a los ocho experimentos con 7 columnas y 2 niveles. La primera columna corresponde a la velocidad de corte, la segunda columna al avance, la siguiente a las iteraciones entre velocidad de corte y avance, las siguientes a la longitud del taladro y a sus iteraciones, y finalmente la última columna está relacionada con el recubrimiento de la herramienta.

<i>Test</i>	<i>Vc</i>	<i>F</i>	<i>Vc - f</i>	<i>L</i>	<i>Vc - L</i>	<i>F - L</i>	<i>C</i>
1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	2	2	2	2
3	1	2	2	1	1	2	2
4	1	2	2	2	2	1	1
5	2	1	2	1	2	1	2
6	2	1	2	2	1	2	1
7	2	2	1	1	2	2	1
8	2	2	1	2	1	1	2

Tabla 4. 3: Matriz ortogonal $L_8(2^7)$ de Taguchi.

Las rebabas se han medido con un perfilometro (Mitutoyo SV-2000N2) en cuatro puntos a 90° y se ha realizado el análisis de resultados con el valor máximo.

El análisis de varianza o ANOVA, permite determinar si hay un efecto real de los factores o variables en el tamaño de las rebabas y estimar este efecto; o si por el contrario, las diferencias observadas en las rebabas se deben a otros factores no considerados en el diseño de experimentos y referidos como errores. Ya hemos visto que la varianza de las rebabas medidas en un proceso de taladrado puede llegar al 21%.

Un factor tiene influencia sobre la rebaba medida, si su contribución a la varianza es mayor que la contribución del error. La Tabla 4.4. recoge los valores principales del análisis ANOVA de este ensayo.

<i>Fuente de varianza</i>	<i>Suma de Cuadrados</i>	<i>Df</i>	<i>Medias cuadráticas</i>	<i>Test F estadístico</i>	<i>P valor</i>
Vc	122392	1	122392	32,50	0,00
F	95020	1	95020	25,23	0,00
L	180	1	180	0,05	0,83
C	17539	1	17539	4,66	0,04
Error	71553	19	3766		
Total	306685	23			

Tabla 4. 4: Tabla ANOVA del Diseño 1 para el tamaño de la rebaba.

El valor *F estadístico* es el ratio de la variación aportada por un factor dividido por la variación entre repeticiones. Un valor *F* grande significa que hay más variación en el tamaño de la rebaba debido a los factores que a las repeticiones. La velocidad de corte y el avance tienen valores *F* grandes, que confirman la fuerte influencia de estos factores con la rebaba. Sin embargo, la contribución tanto del recubrimiento como de la longitud del taladro a la variación medida es muy baja, especialmente de este último factor, de donde se puede decir que no la longitud del taladro no tiene efecto en el tamaño de la rebaba a la salida del taladro. Otro criterio de análisis es el valor *P*, si *P* es menor que el nivel de significación 0,05, se puede decir que existe una influencia del factor en la variable medida. En la última columna de la Tabla 4. 4 se observan los valores obtenidos para el parámetro *P*. Del análisis de este valor para los factores ensayados se concluye que dentro del rango ensayado, la longitud total del taladro no tiene efecto en la longitud de la rebaba.

Se realiza también un análisis ANOVA para la rugosidad medida en la pared del taladro, cuyos principales parámetros se reflejan en la Tabla 4. 5.

En la Tabla 4. 5 valores de *P* menores a 0,05 indican que los factores tienen influencia en la respuesta medida, en este caso la rugosidad. Valores por encima de 0,1 indican que el factor no es significativo en la respuesta. La velocidad de corte es el factor que más influye en la rugosidad, mientras que la longitud total del taladro no tiene efecto en la rugosidad.

<i>Fuente de varianza</i>	<i>Suma de Cuadrados</i>	<i>Df</i>	<i>Medias cuadráticas</i>	<i>Test F estadístico</i>	<i>P valor</i>
Vc	1,49	1	1,49	10,65	0,0033
F	0,17	1	0,17	1,19	0,2865
L	0,075	1	0,075	0,54	0,4702
C	0,090	1	0,90	6,41	0,0183
Error	71553	19	3766		
Total	306685	23			

Tabla 4. 5: Tabla ANOVA del Diseño 1 para la rugosidad como respuesta.

El análisis ANOVA realizado permite concluir que en el rango probado el efecto de la longitud total del taladro, o el espesor de la unión, influye escasamente en la calidad del agujero taladrado, medido en el tamaño de la rebaba y en la rugosidad. Por lo cual, el proceso de optimización de parámetros llevado a cabo en el Capítulo III sería de aplicación general en los montajes aeronáuticos con independencia de la longitud del taladro.

2. Implementación y validación del método de control y monitorización de formación de rebabas

La metodología de control de la formación de la rebaba descrita en el capítulo anterior debe ser personalizada a las condiciones específicas de proceso de taladrado: tipo de broca, parámetros de corte, utillaje, tamaño de rebaba admisible y material de pieza. Es necesario que el sistema de control aprenda y se entrene en su capacidad de discernir entre rebabas dentro y rebabas fuera de la tolerancia admisible.

Seguidamente se describe el proceso a seguir para adaptar el sistema de detección de rebabas y los experimentos ejecutados para su validación.

2.1 Calibración del sistema de monitorización

Los métodos de monitorización basados en indicadores de medidas indirectas, necesitan para poder ser implementados, desarrollar algoritmos para determinar si el evento que se controla está dentro de los rangos aceptables. Uno de los métodos de implementación más utilizados son los métodos basados en umbrales, en los que se comparan los indicadores con límites o umbrales de estos indicadores establecidos con anterioridad.

Para determinar los umbrales admisibles de la señal, o lo que es lo mismo, para proceder a calibrar el sistema de monitorización se deben acometer las siguientes etapas de calibrado:

- Se establece un proceso de taladrado en el cual se fija el valor de las variables del proceso en las condiciones de producción que interesen al usuario (máquina, herramienta, parámetros del proceso, etc).
- Se establece la máxima altura de rebaba admitida a partir de los requerimientos del usuario.
- Se establece un plan de ensayos en las condiciones del proceso fijado.
- Se realizan los ensayos y en cada uno de ellos se capta la señal procedente del regulador al motor del cabezal asociado al par.
- Se miden mediante un método directo estándar (rugosímetro, microscopio, etc.) las alturas máximas alcanzadas por la rebaba a la salida de cada agujero. Se obtendrán diferentes niveles de rebaba.
- Se implementa un algoritmo para calcular los atributos descritos (N, W, H, S, M) a partir de las señales capturadas en los ensayos de calibración.
- Dependiendo del valor de altura máxima admitida se necesitarán uno o varios de los indicadores de rebaba:
 - Si los requerimientos en altura máxima de rebaba no son excesivamente rigurosos el parámetro fundamental es el valor del mínimo relativo (N).
 - Si los requerimientos en altura máxima de rebaba son muy rigurosos se deberá utilizar el valor de anchura y altura de las perturbaciones y la pendiente (W, H y S).
 - Además se puede incluir el valor del máximo relativo (M), aunque el porcentaje de agujeros que incumplen la condición asociada a M es muy bajo.
- Por comparación con las medidas directas de rebaba en cada agujero, se determina los indicadores que se van a utilizar y sus correspondientes umbrales (W_c , H_c , S_c , M_c , N_c), que se utilizarán como valores de comparación.
- Puede establecerse el valor de comparación (umbral) para cada uno de los atributos elegidos por diferentes métodos estándar: mínimo que satisface los requerimientos, ajuste lineal por mínimos cuadrados, métodos de lógica borrosa, etc.
- La rebaba será aceptable si se cumple sucesivamente: $N < N_c$, $M < M_c$, $W < W_c$, $H < H_c$, $S > S_c$, (si no se eligen todos los atributos, se sigue el mismo orden para los elegidos).

Aunque el método seleccionado para implementar la monitorización de las rebabas ha sido un método basado en umbrales comparativos, se podrían utilizar otras técnicas buscando ampliar el rango de validez de la monitorización y hacerlo así aplicable a distintos diámetros de herramienta, a longitudes de taladro variables, etc. Por ejemplo, se podría diseñar y entrenar una red neuronal que utilice como entradas los indicadores elegidos junto con los parámetros de proceso (puede ser útil por ejemplo utilizar los parámetros de proceso como entradas con el fin de generalizar la validez de la red a diferentes condiciones de proceso) y como una salida de la red se tomará el nivel de rebaba, que puede adoptar varios niveles definidos por el interés del usuario.

2.2 Validación del sistema de monitorización

Establecidos los umbrales de los indicadores de rebaba, el proceso de monitorización de la formación de rebabas durante el taladrado sería:

- Se capta la señal del regulador del motor del cabezal durante el proceso de taladrado industrial en producción
- Se filtra la señal para eliminar toda contaminación de ruido
- Se extrae de la señal captada la señal correspondiente de la “Zona de corte”
- Se calcula el nivel de referencia RL
- Se calcula el máximo relativo M
- Se calcula el mínimo relativo N
- Se fija un valor HP
- Se calcula el valor de anchura, máximo de altura y pendiente (W, H, S) para cada agujero
- Se decide que la altura de la rebaba es admisible si se cumple sucesivamente con la tolerancia preestablecida: $W < W_c$, $H < H_c$ $S > S_c$ $M < M_c$ $N < N_c$

Con el propósito de validar el método de monitorización, se ha realizado un diseño de experimentos con 2 factores y 3 niveles. Se entienden como factores, parámetros que tienen influencia en la formación de las rebabas, y se entienden como niveles, los valores que toma cada factor en el plan de experimentos.

Los factores considerados han sido la Velocidad de corte (v_c), y el Avance por revolución (f). En la Tabla 4. 6 se ofrecen los niveles asignados a los factores.

Nivel	Velocidad de corte	Avance por revolución	Revoluciones
	V_c (m/min)	f (mm/min)	N (rpm)
1	100	0.1	3.183
2	150	0.2	4.775
3	200	0.3	6.366

Tabla 4. 6: Experimentos validación de la monitorización de rebabas: asignación de niveles a los factores.

El número de combinaciones es 9 (3^2), que se recogen en la Tabla 4. 7, en la que la columna con título 1 corresponde a la velocidad de corte, y la columna de título 2 corresponde al avance por revolución.

Test	1	2
1	1	1
2	1	2
3	1	3
4	2	1
5	2	2
6	2	3
7	3	1
8	3	2
9	3	3

Tabla 4. 7: Experimentos validación de la monitorización de rebabas: vector de experimentos.

Para los ensayos se ha utilizado una broca TF B105 del fabricante Kennametal de diámetro 10mm sobre placas de aluminio Al 7075-T6 de espesor 12 y 25mm. Todos los experimentos se ha hecho en los dos espesores (longitudes de taladrado) y cada experimento se ha repetido cuatro veces. En total se ha realizado 72 taladros para validar el método de monitorización de rebabas. En cada agujero se ha medido la rebaba en cuatro puntos a 90°, el valor de rebaba asignado a cada agujero ha sido la máxima altura de rebaba medida.

No se han empleado fluidos de corte (taladrado en seco), y se ha fijado el límite de altura de rebaba aceptable en 127 micras.

La señal capturada del regulador del motor del cabezal se ha representado en función del recorrido en el sentido del taladrado, es decir, se ha convertido el tiempo en recorrido (mm), tomando como cero el punto donde la broca toca el material.

El rango utilizado para calcular el máximo y mínimo relativo (M y N) se ha establecido en +/- 4mm entorno al punto de salida de la broca. Por tanto, este rango incluye unos milímetros antes de que la broca salga del material, la caída en el voltaje que coincide con la salida de la herramienta y un tramo después de la salida. Este rango entorno al "Punto de salida" corresponde a la "Zona pre-salida" y la "Zona de salida".

La altura y anchura de las perturbaciones (H y W) se ha calculado en el rango que va del "Punto de salida" de la broca hasta que el cabezal decelera, incluyendo el retroceso del cabezal, es decir en la "Zona post-salida".

La pendiente se ha ajustado por mínimos cuadrados en la "Zona de salida", más concretamente calculando el rango en el que el valor del par disminuye monótonamente.

Los valores de comparación establecidos son:

$$N_c = 0.153 \text{ (V)}.$$

$$M_c = \text{nivel de referencia} + 1 \text{ (V)}.$$

$$W_c = 7.4 \text{ (mm)}.$$

$$H_c = 1.9 \text{ (V)}.$$

$$S_c = 42^\circ.$$

Se ha implementado un algoritmo eliminatorio, de manera que han de satisfacerse sucesivamente las condiciones: $N < N_c$, $M < M_c$, $W < W_c$, $H < H_c$, $S > S_c$. Si una condición no se satisface no es necesario calcular las siguientes.

Del total de agujeros taladrado, el 35% está por debajo de los umbrales de rebaba definidos.

Del análisis realizado se extraen los siguientes resultados:

- los resultados de los ensayos cubren un rango amplio de alturas de rebabas que va desde 45 a 470 micras.
- los peores resultados, esto es, las rebabas de mayor tamaño se detectan fácilmente por el análisis del mínimo (N) a la salida del taladro y no es necesario analizar los demás indicadores de rebaba. Un ejemplo ilustrativo es la Figura 4. 1 (a), que corresponde a una rebaba de 315 micras y se ha producido en las condiciones de proceso del experimento 5.
- las rebabas de tamaño intermedio están relacionadas normalmente con la aparición de perturbaciones, caracterizándose la señal por valores elevados de H y W . La Figura 4. 1(b) correspondiente a una rebaba de 148 micras.
- las señales limpias, sin perturbaciones a la salida, representan normalmente a rebabas de menor tamaño. Los valores típicos de rebabas en este caso varían de 140 a 200 micras. En estos casos, el indicador que distinguen las rebabas malas de las buenas es la pendiente (S) de la curva a la salida del taladro. Las Figura 4. 1 (c) y Figura 4. 1(d) comparan este indicador para los experimentos 5 y 6. El experimento 5 tiene una pendiente de 35° y ha producido una rebaba a la salida de 183 micras mientras que la segunda presentaba una rebaba de 80 micras y la pendiente de la señal era 57° .

El algoritmo es capaz de predecir las rebabas con un porcentaje de aciertos de 92%. Estos resultados se han obtenido para una geometría de herramienta específica y en un rango amplio de condiciones de corte, en el cual la velocidad de corte fluctúa desde 100 a 200 m/min y el avance por revolución de 0.1 a 0.5 mm.

Es de esperar que se pudiera obtener mejor grado de acierto en la predicción del algoritmo para una operación de taladrado específica, esto es, un valor de velocidad de corte y de avance constantes.

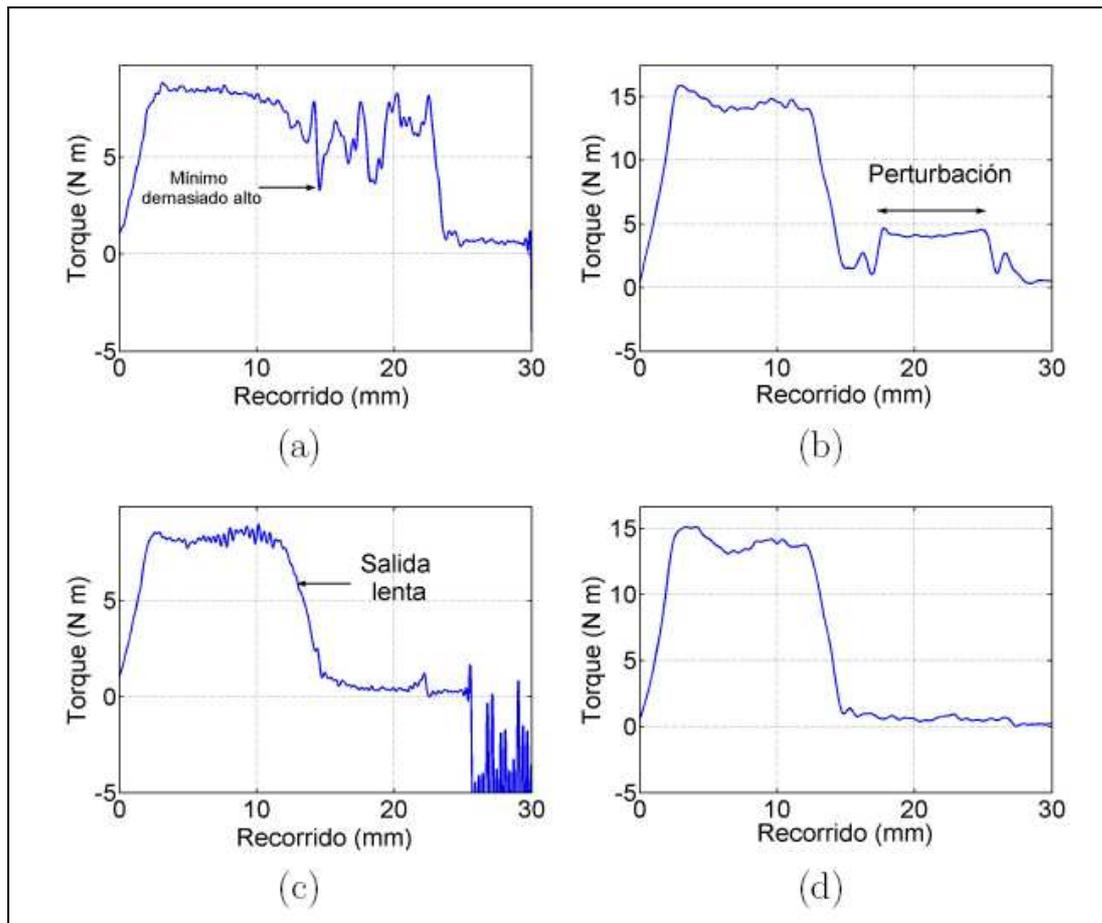


Figura 4. 1: Ejemplos de señales con distintos niveles de rebaba

La Figura 4. 1 muestra las señales obtenidas en cuatro ensayos diferentes, cuyas condiciones de proceso y el tamaño de la rebaba medida se ofrece a continuación:

- a) Velocidad de corte = 100 m/min, avance = 0.2 mm/rev, Rebaba 315 μm
- b) Velocidad de corte = 100 m/min, avance = 0.3 mm/rev, Rebaba 148 μm
- c) Velocidad de corte = 150 m/min, avance = 0.2 mm/rev, Rebaba 183 μm
- d) Velocidad de corte = 150 m/min, avance = 0.3 mm/rev, Rebaba 80 μm

La Tabla 4.8 recoge la salida del algoritmo para los cuatro experimentos anteriores, donde HB es la rebaba máxima medida en la salida del agujero y Output es la salida del algoritmo de monitorización. Se ha resaltado el atributo que indica que la rebaba está por encima de los requerimientos del cliente.

Señal	M	N	H	W	S	HB(μm)	Output
(a)	0,12	0,39	-	-	-	315	Bad
(b)	0,57	0,08	1,44	10,9	56°	148	Bad
(c)	0,31	0,03	0,52	0	35°	183	Bad
(d)	0,46	0,05	0,78	0	57°	80	OK

Tabla 4. 8: Indicadores calculados de los ensayos de la Figura 4. 1

2.3 Conclusiones de la aplicación del método de monitorización y control de rebabas

El método de monitorización de rebaba descrito, es el complemento ideal a un procedimiento de optimización de la geometría de la broca y de las condiciones de proceso para la implementación de técnicas de taladrado OWA.

En los experimentos de validación, el método avisa en el caso de que se produzcan rebabas de dimensiones fuera de los rangos admisibles con un índice de acierto superior al 92%.

En este trabajo se ha desarrollado un algoritmo, basado en umbrales para los indicadores de rebaba de la señal. Los umbrales de los indicadores, se han establecido para que los errores del método de predicción de rebabas sean siempre “falsos positivos”. Esto es, los errores son taladros en los que el algoritmo avisa de la presencia de rebabas, cuando la rebaba real medida está dentro de tolerancias. En la aplicación industrial de la monitorización, los errores de este método harían revisar agujeros de forma innecesaria.

Sin embargo, no sería viable utilizar un método de monitorización de rebabas que tuviera errores de “falsos negativos”. En este caso, el método no avisaría de la presencia de rebabas en un agujero, en el cual la rebaba real estaría fuera de tolerancias. En la aplicación industrial de un método con “falsos negativos”, la rebaba no sería eliminada y podría ocasionar problemas de fatiga en los remaches instalados posteriormente en esos agujeros.

3. Conclusiones a la validación

Aquí concluye el capítulo dedicado a validar la metodología desarrollada para facilitar la implementación de técnicas de taladrado OWA en stacks de aluminio.

El método desarrollado para optimizar los parámetros de taladrado OWA se basa en obtener aquellos parámetros de corte que minimizan la potencia específica del proceso. Los valores de velocidad de corte y avance que se obtienen pueden emplearse para

taladrar los stacks aeronáuticos de distinta longitud que hay en las estructuras aeronáuticas, ya que en el rango de longitud de taladrado empleado para la validación del método, la longitud de taladrado o espesor total del stack no afecta al tamaño ni al tamaño de la rebaba ni a la rugosidad de las paredes del agujero.

Ha quedado validado el método de monitorización de las rebabas mediante un diseño de experimentos en los que se han seleccionado como factores los parámetros que tienen, por influencia en la formación de las rebabas.

CAPÍTULO V: APORTACIONES Y LÍNEAS FUTURAS DE TRABAJO

Tras la presentación de los antecedentes, la presentación de la metodología y la validación en una aleación de aluminio aeronáutica, se pueden resumir las principales aportaciones de este trabajo de investigación en los siguientes puntos:

1. Se ha demostrado la viabilidad de obtener información relativa a la fuerza de avance, el par y la potencia de un proceso de taladrado, a partir de las señales de intensidad de los reguladores de los motores de una máquina herramienta. Este resulta ser un método fiable, barato y no invasivo para la obtención de los esfuerzos de los procesos, y en el caso de este trabajo del proceso de taladrado.
2. Se ha propuesto un modelo semi-empírico para predecir la fuerza de empuje y el par en operaciones de taladrado. El modelo ha sido ajustado para operaciones en una aleación de aluminio 7075-T6. Los coeficientes específicos del modelo se han ajustado considerando la similitud geométrica de una familia de brocas, que permite con la estrategia adecuada de calibración, reducir el número de ensayos necesarios para caracterizar brocas de diámetro diferente de la misma familia.
3. Se ha demostrado la conveniencia de utilizar el parámetro de *potencia específica*, es decir la relación entre la potencia consumida y la cantidad de viruta extraída, como el criterio de evaluación y medición de la eficiencia del proceso de taladrado.
4. Se ha propuesto y demostrado que valores menores de potencia específica, se corresponden con condiciones de corte más eficientes y de mayor rendimiento energético. Se ha demostrado mediante experimentos que la temperatura en las inmediaciones de la zona de corte se reduce para las condiciones de corte que coinciden con valores menores de potencia específica. La potencia específica de corte contribuye al control tanto de la temperatura de la herramienta como al control del tamaño de la rebaba.
5. Se ha demostrado la existencia de indicadores de formación de rebabas en la señal de intensidad del motor del cabezal, captada mediante muestreo digital. Se han identificado dichos indicadores de rebaba y se ha desarrollado un algoritmo, basado en umbrales para determinar dichos indicadores en la señal de intensidad. Los umbrales de los indicadores, se han establecido para que los errores del método de predicción de rebabas sean siempre “falsos positivos”. De acuerdo a la calibración realizada, el índice de acierto es superior al 92%.
6. Se ha demostrado el efecto del desgaste de la herramienta en el tamaño de las rebabas a la salida, así como en el aumento del diámetro del agujero taladrado.
7. Se ha demostrado la existencia de indicadores de desgaste en la señal de intensidad del motor de avance. Se ha identificado la desviación estándar de la fuerza de avance como un parámetro indicador de desgaste de broca en el taladrado orientado al OWA.

8. El método propuesto es robusto, fiable y con orientación a su aplicación en el cliente final, que puede ser un mecanizador de componentes de fuselaje, o un fabricante de conjunto aeronáuticos ensamblados.

Como líneas futuras de trabajo pueden citarse:

- Estudio en profundidad sobre la capacidad del modelo semi-empírico desarrollado para representar a toda una familia de brocas explotando la similitud geométrica de éstas a lo largo de la coordenada radial normalizada, con un número reducido de ensayos necesarios para caracterizar el modelo.
- Aplicación de técnicas de inteligencia artificial y minería de datos para facilitar la calibración del método de detección de rebabas o búsqueda de los umbrales, así como para aumentar el desarrollo de nuevos algoritmos que aumenten la fiabilidad del método de detección de rebabas.
- Aplicación de técnicas de inteligencia artificial y minería de datos para facilitar el desarrollo de un método de detección de desgaste de la broca basado en combinar el método de detección de rebabas con umbrales para los indicadores de desgaste en la fuerza de avance.

A nivel más general indicar que en los próximos años la investigación y el desarrollo se centrarán en el desarrollo de sistemas productivos más flexibles, con mucho énfasis en sistemas productivos basados en robots, así como en el desarrollo de dispositivos avanzados para el amarre o apriete de los stacks desde la cara posterior. Finalmente, la inspección de los procesos de inserción de remaches para asegurar la correcta colocación de los mismos, especialmente en estructuras de caja cerradas en las que se emplean remaches ciegos y no es posible acceder a la cabeza de cierre, para verificar la colocación de estos, será también objeto de investigación.

El trabajo presentado en la memoria que aquí concluye ha sido inspirado por la idea de conjugar el interés industrial de incrementar la productividad de los procesos aeronáuticos de unión por remaches, con el interés científico de ahondar en los fundamentos de los procesos de mecanizado de alta productividad y en los mecanismos para su monitorización.

BIBLIOGRAFÍA

- [Abu-Mahfouz, 2003] Abu-Mahfouz, I. “Drilling Wear Detection and Classification Using Vibration Signals and Artificial Neural Network”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 43, pp 707-720, (2003).
- [Agapiou, 2003] Agapiou, J. “High speed drilling of aluminum workpiece material”. *High speed machining 2003 technical conference*, Chicago. IL April 7-9, (2003).
- [Altintas, 2000] Altintas, Y. “Manufacturing automation: metal cutting mechanics, Machine tool vibrations and CNC design”, Cambridge University Press, (2000).
- [Araujo, 2003] Araujo, D., Carpio F.J., Méndez, D., García, A.J., Villar, M.P., García, R., Jimenez, D., Rubio, L., “Microstructural study of CO2 laser machined heat affected zone of 2024 aluminium alloy”, *Applied Surface Science* Vol, 208–209, pp. 210–217, (2003).
- [Armarego, 1972] Armarego, E. J. A., Cheng, C. Y., “Drilling with flat rake face and conventional twist drills. I-Theoretical investigations and II-Experimental investigations”. *International Journal for Machine Tool Design and Research*, Vol. 12, pp. 17-54, (1972).
- [Armarego, 1984] Armarego, E. J. A. , Wright, J. D., “Predictive models for drilling thrust and torque- A comparison of three flank configurations”. *Annals of the CIRP*, Vol. 33, (1984).
- [Bauer, 2003] Bauer, W., Gräfen, W., Rink, M., ‘Spectral Emissivities of Heat-Treated Steel Surfaces’, *Temperature: Its Measurement and Control in Science and Industry*, pp. 807-812, (2003) American Institute of Physics, Melville, NY, Ed. Ripple, D.C., ISBN 0-7354-0153-5.
- [Bittes, 1997] Bittes G, Aubry O, Auffret A, Fantin JP, Laur R, Roger C, “High speed drilling”, *Proceedings of French and German conference on High-Speed machining*. June 1997, Metz, (1997).
- [Bono, 2000] Matthew, B., Jun, N., “The effect of thermal distortions on the diameter and cylindricity of dry drilled holes”. *International Journal of Machine tools and manufacture*, Vol 41, pp. 2261-2270, (2001).
- [Bono, 2006] Bono, M., Ni, J..” The location of the maximum temperature on the cutting edges of a drill”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 6. pp. 901–907, (2006)
- [Brinksmeier, 1990] Brinksmeier, E., “Prediction of tool fracture in drilling”, *Annals of the CIRP* 39 (10) pp. 97–100 (1990).

- [Brunet, 1991] Brunet, S. ; Lebrun, J.L.; Jolys, P. ; Chalant, G. ; “Influence of residual stresses induced by milling on fatigue life of Aluminum workpiece”. 3rd International Conference on Residual Stresses, ICRS3, Tokushima, Japon, July 1991, EMAS Pub., Vol. I, pp. 583-588, (1991)
- [Calatoru, 2008] Calatoru, V. D., Balazinski, M., Mayer, J. R. R. ,H. Paris, G. L. Espérance. “Diffuion wear mechanism during high-speed machining of 7475-T7351 aluminium alloy with carbide end mills” *Wear*, Vol. 265. pp 1793-1800, (2008).
- [Celaya, 2002] Celaya, A.; López de Lacalle, L.N.; Bravo,U.; Fraile,S.; F.Girot. (2002). “Análisis teórico y experimental del efecto del lubricante micropulverizado en el fresado a alta velocidad.” *Proceedings of XIV Congreso de máquinas-herramienta y tecnologías de fabricación*. October 2002, San Sebastián, (2002)
- [Colding, 1991] Colding, B.N., 1991, ‘A Tool-Temperature/Tool-Life Relationship Covering a Wide Range of Cutting Data’, *Annals of the CIRP*, Vol.40/1/1991.
- [Coldwell, 2004] Coldwell, H.L., Aspinwall, D.K., Renevier, N.M., Teer D.G. “The use of soft/lubricating when dry drilling BS L168 aluminium alloy” *Surface and Coatings Technology*, Vol. 177-178. Pp. 716-726. (2004).
- [Chandrasekharan, 1998] Chandrasekharan, V., Kapoor, S. G. , Devor. R. E. “A mechanistic model to predict the cutting force system for arbitrary drill point geometry”, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 120, pp. 563-570 (1998).
- [Chandrasekharan, 1995] Chandrasekharan, V.; Kappor, S.G.; DeVor, R.E. “A mechanistic approach to predicting the cutting forces in drilling: with application to fiber-reinforced composite materials”. *Journal of engineering for industry*, Vol. 117, pp. 559-570, (1995)
- [Choudhury, 2000] Choudhury, S. K., Raju, G. “Investigation Into Crater Wear in Drilling”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. Vol. 40(6), pp. 887-898, (2000).
- [Dasch, 2006] Dasch, J. M., Ang, Carolina., Wong, Curtis A., Wong, A., Cheng, Yang T., Weiner, Anita M., Lev Leo C., Konca E., “A comparison of five categories of carbon-based tool coatings for dry drilling of aluminium” *Surface and Coatings Technology*, Vol. 20, pp. 2970-2977, (2006).
- [Dearnley, 1983] Dearnley, P.A., ‘New Technique for Determining Temperature Distribution In Cemented Carbide Cutting Tools’, *Metals Technology*, Vol. 10, pp. 205-214, (1983)

- [DeVries, 1968] DeVries, M.F., Saxena, U.K., Wu, S.M., 'Temperature distribution in drilling', Journal Engineering for Industry, Transactions of the ASME, Vol. 90, pp. 231-238, (1968).
- [DeVries, 1970] DeVries, M. F., Wu, S. "Evaluation of the effect of Design Variables on Drill temperature Responses". ASME J. Eng. Ind., Vol. 92, pp. 231-238, (1970)
- [Derflinger, 1999] Derflinger V, Brandle H, Zimmermann, H. "New Hard/lubricant coating for dry machining", Surface coatings Technology Vol. 113, pp.286-292, (1999).
- [Dewitt, 1988] Dewitt, D.P., Nutter, G.D., 1988, 'Radiation Thermometry', John Wiley & Sons, USA, ISBN 0-471-61018-6
- [Dornfeld,1998] Dornfeld, D. A.; Min, S. K.; Kim, J. S.; Hewson, J.; Chu, C.H.; Tyler, P.; Field, P., and Askari, A. "Burr Prevention and Minimization for the Aerospace Industry". Society of Automotive Engineers, Inc. 1998.
- [Dornfeld, 1999] D. Dornfeld, S. Min, J. Kim, J. Hewson, C. Chu, Tyler, P. Field, A. Askari, "Burr prevention and minimization for the aerospace industry". Society of Automotive Engineers, Inc.,1999.
- [Elwardany, 1996] Elwardany, T. I.; Gao, D., and Elbestawi, M. A., "Tool Condition Monitoring in Drilling Using Vibration Signature Analysis", International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 36(6), pp. 687-711, (1996)
- [Ertunc, 2001] Ertunc, H. M., Loparo, K. A. "A Decision Fusion Algorithm for Tool Wear Condition Monitoring in Drilling", International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 41(9), pp. 1347-1362, (2001).
- [Ertunc, 2004] H.M. Ertunc, C. Oysu. "Drill wear monitoring using cutting force signals" Mechatronics, Vol. 14, pp. 533-548, (2004).
- [Gaitonde, 2006] V. N. Gaitonde, S. R. Karnik, B.T. Achyutha, B. Siddeswarappa, "Taguchi approach with multiple performance characteristics for burr size minimization in drilling", Journal of Scientifical & Industrial Research, Vol. 65. pp 977-981, (2006)
- [García, 2004] García, A. J., Villar, M. P., Araújo, D., García-Motolinia, J. F., Ribera, E., Díez, C., López-Gascón, C., Estepa, C., Peña, J. I., García, R., "Carbon fiber reinforced polymers ND:YAG laser machining", Proceedings of the 23rd International Congress on Applications of Lasers & Electro-Optics. (2004)
- [Giro, 2002] Giro, F.; Géhin, D.; Percage a sec des alliages d'aluminium aéronautique. Mécanique & industries, Vol. 3, pp. 301-313, (2002)

- [Guo, 2000] Guo, Y. B., Dornfeld, D. A., "Finite element modelling of burr formation process in drilling 304 stainless steel", *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 122, pp. 612-618, (2000).
- [Gong_1, 2005] Gong, Y., Lin, C., Ehmann, K. F. , "Dynamics of initial penetration in drilling: part 1- mechanistic model for dynamic forces", *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 127, pp. 280-288 (2005).
- [Gong_2, 2005] Gong, Y., Lin, C., Ehmann, K. F., "Dynamics of initial penetration in drilling: part 2- motion models for drill skidding and wandering with experimental verification", *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 127, pp. 289-297 (2005).
- [Guo, 1997] Guo, Y. Finite element modelling of drilling burr formation process, PhD Thesis, University of California at Berkeley, 1997.
- [Gupta, 2003] Gupta, K., Ozdoganlar, O.B., Kapoor, S.G., DeVor, R.E., "Modelling and prediction of hole profile in drilling, part 1: Modelling drill dynamics in the presence of drill alignment errors", *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 125, pp. 6-13, (2003).
- [Gupta, 2003] Gupta, K., Ozdoganlar, O.B., Kapoor, S.G., DeVor, R.E., "Modelling and prediction of hole profile in drilling, part 2: Modelling hole profile". *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 125, pp. 14-20, (2003).
- [Hann,1997] Hann, D.M., Batzer, S.A., Olson, W.W., Sutherland. J.W., "An experimental study of cutting fluids effect in drilling", *J. Mater Process Tecnology*, Vol. 71, pp. 305-313 (1997).
- [Horsfall,1993] Horsfall, R., Fontana, R., "TiAlN coatings beat the heat", *Cutting Tool Eng.* February 1993 pp. 37-42, (1993)
- [IAMS, 1990] Institute of Advanced Manufacturing Sciences, Inc. "Machining Data Handbook", 3rd Edition, (1990).
- [Iuchi, 2001] Iuchi, T., Tsurukawaya, T., Tazoe, A., 'Emissivity Compensated Radiation Thermometry Using Directional Radiance', *Trans. Of The Society of Instrument and Control Engineers*, (E-1, N°.1), pp. 305-311, (2001)
- [Jantunen, 2002] Jantunen, E. , "A Summary of Methods Applied to Tool Condition Monitoring in Drilling", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. Vol. 42(9), pp. 997-1010, (2002).
- [Jiménez, 2002] Jimenez, M.; De Mingo, D.; Del Real, J.C.; Sandes, V. (2001) *Taladrado y roscado de alta velocidad*, Ediciones Técnicas IZARO, ISSN 0210-1777 Bilbao

- [Kalidas, 2002] Kalidas, S., Kappor, S.G. , DeVor, R. E., “Influence of Thermal Effects on Hole quality in dry drilling, Part 1: Thermal Model of workpiece temperatures”, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 124, pp. 258-266, (2002)
- [Kalidas, 2002] Kalidas, S., Kappor, S.G. , DeVor, R. E., “Influence of Thermal Effects on Hole quality in dry drilling, Part 2: Thermo-Elastic Effects on Hole Quality”, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 124, pp. 267-277, (2002).
- [Kim, 2002] Kim. H.Y., Ahn. J. H., Kim. S. H., Takata. S. “Real-time drill wear estimation based on spindle motor power”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 124, pp. 267-273, (2002)
- [Kelly, 2002] J.F. Kelly, J.F., Cotterell, M.G., “Minimal lubrication machining of aluminium alloys,” *Journal of materials processing technology*, Vol. 120, pp. 327-334, (2002).
- [Kienzle, 1957] Kienzle, O., “Spezifische Schnittkräfte bei der Metallbearbeitung“, *Werkstofftechnik und Maschinenbau*, Vol. 47/5, pp. 224-225. (1957).
- [Kim, 2000] Kim, J., Dornfeld, D. A.,” Development of a Drilling Burr Control Chart for Stainless Steel”, *Transactions of the North American Manufacturing Research Institute of SME*, Vol. Xxvii, pp. 317-322, (2000)
- [Kim, 2001] Kim, J.; Min, S. K., Dornfeld, D. A. “Optimization and Control of Drilling Burr Formation of Aisi 304l and Aisi 4118 Based on Drilling Burr Control Charts”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 41(7), pp. 923-936, (2001).
- [Klocke, 1997] Fritz Klocker; Gerrit Eisenblätter. “Machinability Investigation of the Drilling Process Using Minimal Cooling Lubrication Techniques”, *Production Engineering Vol.IV/1* (1997)
- [Klocke, 1998] Klocke F, Eisemblätter G, Lung D (1998) Dry cutting fundamentals, limitations, vistas. Inc: Proceedings of the International Seminar on Improving machine-tool performance, Michelena artes gráficas, San Sebastian, pp. 621-632, (1998).
- [Ko, 2001] Ko, S. L., Lee, J. K., “Analysis of Burr Formation in Drilling With a New-Concept Drill”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 113(1-3) pp.392-398, (2001).
- [Lauderbaugh, 2003] Lauderbaugh Saunders, L.K. “A finite element model of exit burrs for drilling of metals”, *Finite Elements in Analysis and Design*, Vol. 40, pp. 139-158, (2003).

- [Lauderbaugh, 2009] Lauderbaugh Saunders, L.K., “Analysis of the effects of process parameters on exit burrs in drilling using a combines simulation and experimental approach”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 209, pp. 1909-1919, (2009).
- [Lee, 2003] Lee, K., “Micro-Burr Formation and Minimization though Process Control”, 2002-2003 LMA Reports, University of California at Berkeley, pp. 42-54, (2003).
- [Li, 1999] Li, X. L., Tso, S. K., “Drill Wear Monitoring Based on Current Signals”, *Wear*, Vol. 231(2), pp.172-178, (1999).
- [Li, 1999b] Li, X. L.; Dong, S., and Yuan, Z. J.,” Tool wear detection with fuzzy classification and wavelet fuzzy neural network”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 39(1), pp. 1525-1538, (1999).
- [Li, 2000] Li, X.; Dong, S., Venuvinod, P. K.,” Hybrid Learning for Tool Wear Monitoring”, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 16(5), pp. 303-307, (2000).
- [Lin, 1995] Lin, S. C., Ting, C. J.,” Tool Wear Monitoring in Drilling Using Force Signals”, *Wear*, Vol. 180(1-2), pp. 53-60, (1995).
- [List, 2005] List, G.; Nouari, M.; Gehin, D.; Gomez, S.; Manaud, J.P.; Le Petitcorps, Y.; Girot,F.,” Wear behaviour of cemented carbide tools in dry machining of aluminium alloy”, *Wear*, Vol. 259, pp. 1177–1189, (2005).
- [Liu, 2000] Liu, H. S.; Lee, B. Y., Tarng, Y. S., ”In-Process Prediction of Corner Wear in Drilling Operations”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 101(1-3), pp.152-158, (2000).
- [López de Lacalle, 2009] López de Lacalle, L.N., Rivero, A., Lamikiz. A., “Mechanistic model for drills with double point-angle edges”, *International Journal of Advance Manufacturing Technology*, Vol. 40, pp 447–457, (2009).
- [Merchant, 1945] Merchant, M. E. “Mechanics of the Cutting Process”, *Journal of Applied Physics*, pp. 267, (1945).
- [Mills, 1980] Mills, B., Wakeman, D.W., Aboukhashaba, A., ‘A New Technique for Determining the Temperature Distribution in High Speed Steel Cutting Tools Using Scanning Electron Microscopy’, *Annals of the CIRP*, Vol. 29, (1980).
- [Min, 2001] Min, S. K.; Kim, J., Dornfeld, D. A. ,”Development of a Drilling Burr Control Chart for Low Alloy Steel, AISI 4118”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 113(1-3), pp. 4-9, (2001).

- [Nichol, 2001] Nichol, W. Understanding Exist Burr in the Drilling Process. Technical paper. Society of Automotive Engineers, Inc. 2001-01-2574.
- [Nouari, 2003] Nouari, M.; List, G.; Girot, F.; Coupard, D., “Experimental analysis and optimisation of tool wear in dry machining of aluminium alloys”, *Wear*, Vol. 255, pp. 1359-1368, (2003).
- [O’Sullivan, 2001] O’Sullivan, D., Cotterell, M.,” Temperature measurement in single point turning”. *Journal of Materials Processing technology*, Vol. 118, pp. 301-308, (2001)
- [Ozcelik, 2005] Ozcelik, B., Bagci, E., “Experimental and numerical studies on the determination of twist drill temperature in dry drilling: A new approach”, *Materials and Design*, Vol. 27, pp. 920–927, (2006).
- [Panda, 2006] Panda. S. S., Singh. A. K., Chakraborty. S. K., Pal. S. K., “Drill wear monitoring using back propagation neural network”, *Journal of Material Processing Technology*, Vol. 172, pp. 283-290, (2006).
- [Paul, 2005] Paul, A., Kapoor, S.G., Devor, R.E., “A chisel edge model for arbitrary drill point geometry”, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 127, pp. 23-32 (2005).
- [Peña, 2005] Peña, B., Aramendi, G., Rivero, A., López de Lacalle, L.N., “Monitoring of drilling for burr detection using spindle torque”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 45, pp 1614-1621, (2005)
- [Pujana, 2009] Pujana, J., Rivero, A., Celaya, A., López de Lacalle, L.N. “Analysis of ultrasonic-assisted drilling of Ti6Al4V”, *International Journal of Machine tools & Manufacture*, Vol. 49, pp. 500.508, (2009).
- [Radhakrishnan, 1981] T. Radhakrishnan, S.M. Wu, On-line hole quality evaluation for drilling composite material using dynamic data, *Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME*, Vol. 103, pp. 119–125, (1981).
- [Rivero, 2002] Rivero, A.; Herranz, S.; Eizmendi, G.; Lekunberri, J.; “Desarrollo de nuevas estrategias de mecanizado de alta velocidad para piezas de automoción” *Proceedings of XIV Congreso de máquinas-herramienta y tecnologías de fabricación*. October 2002, San Sebastián.
- [Rivero, 2003] A. Rivero, S. Herranz, G. Aramendi; A.Celaya, L.N. Lopez de Lacalle, ; “Dry and high speed drilling of aluminium, a challenge for the aeronautical industry”. *DAAAM International Scientific Book 2003*, pp. 519- 530, (2003).

- [Rivero, 2006] Rivero, A., Aramendi, G., Herranz, S., López de Lacalle, L.N., "An experimental investigation of the effect of coatings and cutting parameters on the dry drilling performance of aluminum alloys", *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 28, pp. 1–11, (2006).
- [Rivero, 2008] Rivero, A.; López de Lacalle, L.N.; Penalva, M.L. "Tool wear detection in the high speed dry milling using the analysis of machine tool internal signals", *Mechatronics*, Vol. 18, pp. 627-633, (2008).
- [Rubenstein, 1991] Rubenstein, C., "The torque and thrust force in twist drilling. I- Theory and II- Comparison of experimental observations and deductions from theory". *International journal for Machine Tools and Manufacturing*, Vol. 31, No. 4, pp. 481-504, (1991).
- [Segurajauregi, 2008] Segurajauregi, U., Villar, A., Iriarte, L.M., Arrazola, P.J., "Estudio del balance energético en el taladrado de piezas de aluminio mediante MQL a través de metodología inversa". *Congreso Máquina Herramienta y Tecnologías de Fabricación 2008*.
- [Sofronas, 1975] Sofronas, A. *The formation and control of drilling burrs*, PhD Thesis, University of Detroit, 1975.
- [Stein, 1997] Stein, J. M., Dornfeld, D. A., "Burr Formation in Drilling Miniature Holes". *Cirp Annals 1997 Manufacturing Technology*, Vol. 46/1/1997, pp. 63-66, (1997).
- [Sortino, 2003] Sortino, M., *Study of cutting forces and tool condition monitoring in FACE milling*, Ph.D. Dissertation, University of Udine, Italy, 2003
- [Sreejith, 2000] Sreejith, P.S., Ngoi, B.K.A., "Dry machining: Machining of the future". *Journal of material Processing Technology*, Vol. 101, pp. 287-291, (2000)
- [Steiner, 1999] R. Steiner. "Alloy phase diagrams", ASM International, 1999, 3.
- [Strenkowski, 2004] Strenkowski, J. S., Hsieh, C. C., Shih, A. J., "An analytical finite element technique for predicting thrust force and torque in drilling". *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 44, pp. 1413-1421, (2004)
- [Thangaraj, 1984] Thangaraj, A., Wright, P.K.; Nissle, M., "New experiments on the temperature distribution in drilling", *Journal of engineering materials technology, Transactions of ASME*, Vol. 106, pp. 242-247, (1984)
- [Thangaraj, 1988] Thangaraj, A., Wright, P. K., "Drill Wear Sensing and Failure Prediction for Untended Machining". *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, Vol. 4(3-4), pp. 429-435, (1988).

- [Tönshoff, 1998] Tönshoff, H.K.; Karpuschewski, B.; Mohlfeld, A.;” Influence of drill tool design on cutting performance in dry machining”, Proceedings of the International Seminar on Improving machine-tool performance. July 1998, San Sebastian, (1998).
- [Usui, 1978] Usui, E., Shirakashi, T., Kitawa, T., ‘Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process’, Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME, Vol.100, pp. 236-243, (1978).
- [US Patent 6 663 327] Dag G. Linderholm, Gran Roswall, Joakim Nygren, Numerically controlled orbital machining apparatus, 1973, US Patent 6 663 327
- [US Patent 3 736 107] T.A. Hale, Coated cemented carbide product. 1973, US Patent 3 736 107
- [Watanabe, 1977] Watanabe, K., Yokoyuma, K., Ichimaya, R., “Thermal Analyses of the Drilling Process”. Bull. Jpn. Soc. Precis. Eng., Vol. 11, pp. 71-77, (1977).
- [Wen, 2004] Wen, C.D., Mudawar, I., ‘Emissivity Characteristics of Roughened Aluminium Alloy Surfaces and Assessment of Multispectral Radiation Thermometry (MRT) Emissivity Models’, International Journal of Heat and Mass Transfer, 2004 (47), 3591-3605
- [Wiriyaosol, 1979] S. Wiriyaosol, S., Armarego, E.J.A., “Thrust and torque prediction in drilling from a cutting mechanics approach”, Ann. C.I.R.P. Vol. 28, (1979)
- [Whinnem, 2006] Whinnem, E., “Development and Deployment of Orbital Drilling at Boeing”. Proceedings of the Aerospace Manufacturing and Automated Fastening Conference. Toulouse, France 2006.
- [Wright, 1978] Wright, P.K., ‘Correlation of Tempering Effects With Temperature Distribution In Steel Cutting Tools’, Journal of Engineering for Industry, Transactions of ASME, Vol. 100, pp. 131-136, (1978).
- [Yang, 2009] Yang, L.J., Wang, M.L., Yang, Y., Tang, J., Chen, Y. B.,”Numerical simulation of the temperature field on water jet guided laser machining”, Advanced Material Research. Vol. 69-70 pp. 333 – 337, (2009).
- [Zelinski, 2000] Zelinski P (2000) In dry machining, two coating may be better than one. En <http://www.mmsonline.com/articles/0100rt3.html> (2000).