



UNIVERSIDAD
DE MÁLAGA



PROGRAMA DE DOCTORADO:
INGENIERÍA MECÁNICA Y EFICIENCIA ENERGÉTICA
LÍNEA DE INVESTIGACIÓN:
INGENIERÍA MECÁNICA Y DE MATERIALES

TESIS DOCTORAL

ANÁLISIS PARAMÉTRICO DEL COMPORTAMIENTO A FATIGA DE PIEZAS TORNEADAS EN SECO DE LA ALEACIÓN UNS A97075 (AL-ZN)

SERGIO MARTÍN BÉJAR

Tutor y Director de la Tesis:
Dr. D. Lorenzo Sevilla Hurtado
Departamento: Ingeniería Civil, de Materiales y Fabricación

Codirector de la Tesis:
Dr. D. Francisco Javier Trujillo Vilches
Departamento: Ingeniería Civil, de Materiales y Fabricación



MÁLAGA, diciembre de 2.019



UNIVERSIDAD
DE MÁLAGA



TESIS DOCTORAL

ANÁLISIS PARAMÉTRICO DEL COMPORTAMIENTO A FATIGA DE PIEZAS TORNEADAS EN SECO DE LA ALEACIÓN UNS A97075 (AL-ZN)

SERGIO MARTÍN BÉJAR



AREA DE INGENIERÍA DE LOS PROCESOS DE FABRICACIÓN
DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA CIVIL, DE MATERIALES Y
FABRICACIÓN

UNIVERSIDAD DE MÁLAGA

Para la obtención del Grado de Doctor

MÁLAGA, diciembre de 2.019



El Dr. D. **Lorenzo Sevilla Hurtado**, Profesor Titular de Universidad del Departamento de Ingeniería Civil, de Materiales y Fabricación de la Universidad de Málaga y el Dr. D. **Francisco Javier Trujillo Vilches**, Profesor Ayudante Doctor del mismo Departamento y Universidad,

INFORMAN

Que D. **Sergio Martín Béjar**, Máster en Ingeniería de Fabricación, ha realizado bajo nuestra dirección la Tesis Doctoral titulada: *ANÁLISIS PARAMÉTRICO DEL COMPORTAMIENTO A FATIGA DE PIEZAS TORNEADAS EN SECO DE LA ALEACIÓN UNS A97075 (AL-ZN)*, que se recoge en la siguiente memoria, cumpliendo todos los requisitos legales para optar al grado de DOCTOR, por lo que autorizamos su lectura y defensa pública.

Y para que así conste y tengan los efectos oportunos, firmamos el siguiente informe,

En Málaga, a 20 de diciembre de 2019

Fdo.: Lorenzo Sevilla Hurtado

Fdo.: Francisco Javier Trujillo Vilches



DECLARACIÓN DE AUTORÍA Y ORIGINALIDAD DE LA TESIS PRESENTADA PARA OBTENER EL TÍTULO DE DOCTOR

D./Dña SERGIO MARTÍN BÉJAR

Estudiante del programa de doctorado EN INGENIERÍA MECÁNICA Y EFICIENCIA ENERGÉTICA de la Universidad de Málaga, autor/a de la tesis, presentada para la obtención del título de doctor por la Universidad de Málaga, titulada: ANÁLISIS PARAMÉTRICO DEL COMPORTAMIENTO A FATIGA DE PIEZAS TORNEADAS EN SECO DE LA ALEACIÓN UNS A97075 (AL-ZN)

Realizada bajo la tutorización de D. LORENZO SEVILLA HURTADO y dirección de D. LORENZO SEVILLA HURTADO Y D. FRANCISCO JAVIER TRUJILLO VILCHES (si tuviera varios directores deberá hacer constar el nombre de todos)

DECLARO QUE:

La tesis presentada es una obra original que no infringe los derechos de propiedad intelectual ni los derechos de propiedad industrial u otros, conforme al ordenamiento jurídico vigente (Real Decreto Legislativo 1/1996, de 12 de abril, por el que se aprueba el texto refundido de la Ley de Propiedad Intelectual, regularizando, aclarando y armonizando las disposiciones legales vigentes sobre la materia), modificado por la Ley 2/2019, de 1 de marzo.

Igualmente asumo, ante a la Universidad de Málaga y ante cualquier otra instancia, la responsabilidad que pudiera derivarse en caso de plagio de contenidos en la tesis presentada, conforme al ordenamiento jurídico vigente.

En Málaga, a 19 de DICIEMBRE de 2019

Fdo.: SERGIO MARTÍN BÉJAR



*A la memoria de mi padre,
quien fue mi mejor maestro*

AGRADECIMIENTOS

Aunque sólo figure mi nombre como autor de la Tesis Doctoral, este trabajo no se hubiera podido llevar a cabo sin la ayuda, en el ámbito profesional y en el personal, de otras personas, tanto, a quienes quiero agradecerles que me hayan dado su tiempo y compartido su conocimiento.

Las primeras letras quiero dedicárselas a la memoria de D. Mariano Marcos Bárcena, quien inicialmente fue mi director de Tesis en la Universidad de Cádiz, siendo quien estableciera las bases para el desarrollo de este trabajo de investigación. Aunque el tiempo que compartimos no fue el suficiente para poder aprender de tí todo lo que me hubiese gustado, allá donde estés, muchas gracias por tus lecciones, que estoy seguro que seguirán siendo las bases para futuros trabajos de investigación.

A mis directores, Lorenzo Sevilla y Francisco Javier Trujillo, quisiera agradecerles el tiempo dedicado a este trabajo y a que, a cada duda que surgía, tuvieran una rápida respuesta. Lorenzo, muchas gracias por compartir conmigo tu conocimiento y tu rigor a la hora de trabajar, pues también son lecciones que me harán mejor profesional. Y a ti Javier, que decir, siendo tantas las cosas que agradecerte, comenzando por ese empujón inicial para empezar la tesis, pasando por tu dedicación en mi aprendizaje, hasta poder considerarte una persona en quien confiar en lo que se refiere a mi día a día.

A Manuel Herrera, por su dedicación para enseñarme a usar el equipamiento del taller de máquinas-herramienta y facilitarme todo el trabajo experimental que he llevado a cabo.

A Carolina Bermudo, por ese apoyo externo que un doctorando necesita siempre que surgen las dudas de si este trabajo acabaría o no alguna vez; tus palabras siempre me han facilitado el seguir trabajando.

Al resto de mis compañeros del Área de Conocimiento de Ingeniería de los Procesos de Fabricación de la Universidad de Málaga, que siempre han ayudado en mi trabajo como docente de esta Universidad.

A mis alumnos Felipe, Jose, Mar, Daniel, Francisco, Alejandro y Amanda, que con vuestros aciertos me habéis orientado para que esta investigación sea más rigurosa y pueda aportar mayor conocimiento.

A Moisés Batista, Jorge Salguero y a Juan Manuel Vázquez, de la Universidad de Cádiz, por facilitarme las visitas que he realizado para el desarrollo de la parte experimental. Muchas gracias por vuestro apreciado interés y dedicación.

A Toñi y a mi hermano Antonio, quienes, por culpa de mi dedicación a este trabajo, han tenido que asumir parte de mis otras labores profesionales. En particular a mi hermano, quien desde un primer momento me apoyó para realizar esta aventura, asumiendo, más aún si cabe, parte de mis responsabilidades.

A mis padres, por su dedicación y esfuerzo para poder darme oportunidades en cualquier ámbito. Sois el mejor espejo en el que mirarse, por todo lo que habéis hecho conmigo y mis hermanos. En momentos como éste es cuando me doy cuenta lo orgulloso que estoy de vosotros. Papá, aunque ya no puedo verte, que sepas que tu recuerdo me ha acompañado siempre y que tú también eres partícipe de este trabajo.

A mis hijas Blanca y Helena, de quienes una simple sonrisa, cada vez que llegaba desanimado o cansado a casa, era más que suficiente para seguir trabajando y hacerlo mejor aún. Espero poder compartir más tiempo con vosotras, que sois el principal motivo para esforzarme día a día.

Y a mi mujer, Vanesa, quien también ha sufrido mis largas horas de trabajo, cuidando de nuestro más preciado bien, nuestras hijas. Muchas gracias por tu esfuerzo, tu comprensión y tu apoyo, ya que, de otra forma, nunca podría haber terminado este trabajo. Por esto y por mucho más, es por lo que eres tan especial para mí.

Índice General

Índice

Capítulo 1. Introducción

1.1.	Contexto	1.1
1.2.	Objetivos	1.3
1.3.	Organización de la memoria	1.4
1.4.	Referencias.....	1.5

Capítulo 2. Estado del arte

2.1.	Introducción	2.1
2.2.	Aleaciones de aluminio de uso aeronáutico	2.3
2.2.1.	Generalidades	2.3
2.2.2.	Aleaciones de aluminio de uso aeronáutico	2.9
2.2.3.	Aleación de aluminio UNS A97075.....	2.13
2.3.	Operaciones de mecanizado	2.15
2.3.1.	Generalidades de los procesos de mecanizado	2.15
2.3.2.	Maquinabilidad de aleaciones de aluminio	2.17
2.4.	Concepto de Integridad Superficial.....	2.23
2.5.	Influencia del mecanizado sobre la Integridad Superficial en aleaciones de aluminio de uso aeronáutico.....	2.28
2.5.1.	Efecto del mecanizado en las propiedades microgeométricas en aleaciones de aluminio de uso aeronáutico.....	2.29
2.5.2.	Efecto del mecanizado sobre las propiedades macrogeométricas en aleaciones de aluminio de uso aeronáutico.....	2.32
2.5.3.	Efecto del mecanizado sobre las propiedades físico-químicas en aleaciones de aluminio de uso aeronáutico.....	2.34
2.5.3.1	Efecto del mecanizado sobre la microdureza superficial de aleaciones de aluminio de uso aeronáutico.....	2.35
2.5.3.2	Efecto del mecanizado en la resistencia a la tracción de aleaciones de aluminio de uso aeronáutico.....	2.37
2.5.3.3	Efecto del mecanizado en las tensiones residuales de aleaciones de aluminio de uso aeronáutico.....	2.38
2.5.3.4	Efecto del mecanizado en el comportamiento a fatiga de aleaciones de aluminio de uso aeronáutico.....	2.41
2.5.3.5	Efecto de la corrosión sobre las propiedades mecánicas de piezas mecanizadas en aleaciones de aluminio de uso aeronáutico.....	2.43
2.6.	Conclusiones.....	2.46
2.7.	Referencias.....	2.48

Capítulo 3. Metodología Experimental

3.1.	Introducción	3.1
3.2.	Planificación de ensayos	3.5
3.2.1	Variables consideradas en los ensayos	3.5
3.2.2	Tipos de ensayos	3.7
3.2.3	Recepción y codificación del material.....	3.11
3.2.4	Codificación de los ensayos.....	3.12
3.3.	Caracterización del material	3.14
3.4.	Geometría de las probetas.....	3.17
3.5.	Mecanizado de probetas.....	3.20
3.5.1	Preparación de las probetas.....	3.20
3.5.2	Herramienta de corte.....	3.22
3.5.3	Parámetros de corte.....	3.24
3.5.4	Mecanizado de probetas.....	3.26
3.5.5	Grabación del proceso de corte	3.30
3.6.	Análisis morfológico de la viruta	3.30
3.7.	Análisis del desgaste de la herramienta.....	3.31
3.8.	Evaluación de desviaciones geométricas	3.32
3.8.1	Evaluación de desviaciones microgeométricas.....	3.32
3.8.2	Evaluación de desviaciones macrogeométricas.....	3.34
3.9.	Evaluación de propiedades mecánicas	3.40
3.9.1	Ensayos de microdureza superficial	3.41
3.9.2	Ensayos de microdureza superficial tras proceso de corrosión por inmersión ...	3.43
3.9.3	Ensayos de resistencia a la tracción.....	3.47
3.9.4	Ensayos de comportamiento a fatiga por flexión rotativa.....	3.49
3.9.5	Ensayos de comportamiento a fatiga por flexión rotativa tras corrosión por inmersión	3.64
3.10.	Generación de informes.....	3.68
3.11.	Conclusiones.....	3.69
3.12.	Referencias.....	3.70

Capítulo 4. Resultados y discusión

4.1.	Introducción	4.1
4.2.	Análisis morfológico de la viruta	4.2
4.3.	Análisis del desgaste de la herramienta.....	4.4
4.4.	Evaluación de desviaciones geométricas	4.9

4.4.1	Evaluación de desviaciones microgeométricas.....	4.9
4.4.2	Evaluación de desviaciones macrogeométricas.....	4.17
4.4.2.1.	Paralelismo (PAR) y rectitud (STR).....	4.17
4.4.2.2.	Oscilación radial (CRO), redondez (RON) y Concentricidad (CON).....	4.20
4.4.2.3.	Oscilación radial total (TCRO) y cilindridad (CYL).....	4.28
4.4.2.4.	Modelos paramétricos de diferentes desviaciones geométricas.....	4.31
4.4.2.5.	Influencia del tiempo efectivo del mecanizado sobre las desviaciones macrogeométricas.....	4.34
4.5.	Evaluación de propiedades mecánicas.	4.41
4.5.1.	Ensayos de microdureza superficial.....	4.41
4.5.2.	Ensayos de microdureza superficial tras proceso de corrosión por inmersión ...	4.45
4.5.3.	Ensayos de resistencia a la tracción.....	4.49
4.5.4.	Ensayos de comportamiento a fatiga por flexión rotativa.....	4.53
4.5.4.1	Análisis de las desviaciones macro y microgeométricas en las probetas para ensayos a fatiga por flexión rotativa.....	4.53
4.5.4.2	Análisis fractográfico.....	4.55
4.5.4.3	Análisis de los resultados experimentales y modelos paramétricos.....	4.57
4.5.4.4	Propuesta de modelos de comportamiento a fatiga en función de la sección de rotura.....	4.66
4.5.5.	Ensayos de comportamiento a fatiga por flexión rotativa tras corrosión por inmersión.....	4.72
4.6.	Conclusiones.....	4.75
4.7.	Referencias.....	4.75

Capítulo 5. Conclusiones

5.1.	Introducción.....	5.1
5.2.	Conclusiones.....	5.2
5.3.	Líneas futuras de investigación.....	5.7

Capítulo 6. Bibliografía

Anexos

Anexo I. Análisis químico de la aleación UNS A97075-T6

Anexo II. Hoja de toma de datos para ensayos de microdureza

Anexo III. Hoja de toma de datos para ensayos de resistencia a tracción

Anexo IV. Hoja de toma de datos para ensayos a fatiga

Capítulo 1. Introducción

Índice

1.1.	Contexto	1
1.2.	Objetivos	3
1.3.	Organización de la memoria	4
1.4.	Referencias.....	5

1.1. Contexto

En la actualidad, el sector aeronáutico a nivel mundial adquiere un elevando interés debido a que más de tres mil millones de personas utilizan un avión como medio de transporte, así como miles de toneladas de mercancías son transportadas entre diferentes puntos del mundo, facilitando lo que hoy en día entendemos como un mercado global. Además, la demanda de usuarios de aeronaves sigue creciendo en la actualidad lo que ha provocado que las empresas de fabricación de aviones, principalmente Boeing y Airbus, en la actualidad tengan comprometido venta de aviones hasta el año 2034 [1].

El sector aeronáutico en España se encuentra actualmente en continuo desarrollo, ocupando el cuarto puesto a nivel europeo, lo que denota su importancia, ya que Europa ostenta la segunda posición a nivel internacional. Así, en los últimos 15 años se ha multiplicado por cuatro la participación de la industria española en el sector aeronáutico, generando hasta el 4.5% de Producto Interior Bruto industrial [2], por lo que debe considerarse como un importante y creciente sector estratégico a nivel productivo. De hecho, no solo debe ser apreciado como un elemento productivo a nivel nacional, ya que el 84% de las aportaciones de alta tecnología relacionadas con el sector aeronáutico español, generan ventas al exterior, haciendo que España sea uno de los principales países de referencia en el sector aeronáutico a nivel mundial [3].

Además, es un sector que se sigue encontrando en auge en la actualidad, ya que los últimos estudios estiman la necesidad de incrementar el número de operaciones aeroportuarias hasta en un 5% anual, lo que supondrá la necesidad de fabricar un mayor número de aeronaves [4].

A pesar de su buena situación en el contexto europeo y, en general, a nivel internacional, es necesario seguir desarrollando estrategias y actuaciones de I+D+i que permitan consolidar la posición de la industria aeronáutica española. Dentro de estas

actuaciones de investigación, el rendimiento de los procesos de fabricación adquiere especial interés.

En la actualidad, para la fabricación de aeronaves, siguen utilizándose diversas aleaciones ligeras, en diferentes elementos estructurales, debido principalmente a sus buenas propiedades mecánicas en relación a su peso, destacándose el caso de las aleaciones de aluminio, junto a las de titanio, pero ya con un precio bastante superior.

De entre los procesos de fabricación utilizados para la fabricación de componentes de aeronaves, las operaciones de mecanizado son muy usuales. De éstas, las operaciones de torneado se utilizan para la fabricación de elementos de revolución que están destinadas a encajar en otros elementos de la aeronave. Dichos elementos se encuentran sometidos a altas sollicitaciones mecánicas, por lo que el estudio del rendimiento es fundamental para asegurar que los componentes cumplan con las exigencias de servicio.

Aunque el transporte aéreo es estadísticamente el medio de transporte más seguro, el impacto sobre la opinión pública de un accidente es muy elevado, agravado por el hecho del número de víctimas. Esto hace que las autoridades con competencias en este sector hayan generado y vigilen la adecuada aplicación de reglamentaciones y normativas especialmente rigurosas, lo que se ha trasladado escrupulosamente a los procedimientos de producción y control que se aplica en esta industria. Resulta, por ello, un requisito esencial evaluar de forma exhaustiva el conjunto completo de aspectos que mejoren la vida útil de todos los componentes que constituyen la aeronave. Uno de los aspectos que genera especial interés en el sector aeronáutico es el comportamiento a fatiga que presentan los materiales utilizados, lo que genera que el fallo del componente se produzca con valores de tensión inferiores a las establecidas, en el diseño correspondiente, a la tensión máxima que soporta teóricamente el material. Esto ha sucedido en diferentes accidentes, entre los que podrían mencionarse casos como el vuelo 243 de Aloha Airlines, ocurrido en 1988, o bien el caso del Boeing 747 de Japan Airlines, que en 1985 causó la muerte a 520 pasajeros [5].

La situación climática actual tiende además a establecer procesos de fabricación que sean “medioambientalmente amigables”, reduciendo lo máximo posible cualquier emisión a nuestro entorno. En el caso de las operaciones de mecanizado, tradicionalmente se han utilizado procedimientos de lubricación o refrigeración que faciliten el proceso de conformado al paliar el efecto de los fenómenos térmicos. Sin embargo, estos fluidos de corte tienen un importante impacto ambiental ya que son productos tóxicos y contaminantes, con un importante coste de reciclado, a la vez que dificultan la utilización de la viruta generada en el proceso de mecanizado [6]. Esto ha llevado a desarrollar técnicas que reduzcan la cantidad necesaria para su empleo e incluso operaciones de mecanizado en seco. Esto presenta el inconveniente de que la ausencia del fluido de corte genera unas condiciones más agresivas en el proceso de mecanizado.

Dentro de este ámbito, el grupo de investigación TEP933: Ingeniería de Fabricación, de la Universidad de Málaga (reconocido oficialmente en el Plan Andaluz Investigación, Desarrollo e Innovación, PAIDI) lleva realizando estudios sobre la influencia de las condiciones de mecanizado en el rendimiento del proceso aplicado a aleaciones

ligeras, de especial aplicación en la industria aeronáutica, centrandó su análisis en la integridad superficial de piezas mecanizadas.

En este contexto se enmarca la presente Tesis Doctoral, que está centrada en estudiar la influencia que tienen los parámetros de corte sobre diferentes propiedades relacionadas con la integridad superficial, en piezas torneado en seco de la aleación de aluminio UNS A97075-T6, tomando especial interés en la influencia de dichos parámetros de corte sobre el comportamiento a fatiga.

1.2. Objetivos

El objetivo principal de esta Tesis Doctoral es evaluar la influencia de los parámetros de corte sobre el comportamiento a fatiga de la aleación UNS A97075-T6 (AL-Zn), en operaciones de torneado ejecutadas en seco, así como las posibles sinergias existentes con otras variables de influencia sobre la Integridad Superficial, tanto desde el punto de vista geométrico como de las propiedades físico-químicas de la superficie mecanizada. Con este estudio se pretende establecer diferentes modelos paramétricos que permitan predecir el número de ciclos que es capaz de soportar el material, considerando como variables de entrada la carga aplicada, así como parámetros de entrada al proceso de mecanizado, como la velocidad de corte y el avance.

El comportamiento a fatiga es una de las variables de influencia a considerar en el análisis de la Integridad Superficial de piezas mecanizadas. Pero no se trata de la única. Es necesario tener en cuenta variables relacionadas con las propiedades geométricas de la superficie, así como otras propiedades mecánicas y físico-químicas. Es fundamental destacar que estas variables no actúan sobre la Integridad Superficial de forma aislada, sino que existen sinergias entre ellas que harían difícil abordar este tipo de análisis si se pusiese el foco exclusivamente en una de ellas. Por lo tanto, y teniendo en cuenta las limitaciones temporales y de equipamiento disponible, se han establecido los siguientes objetivos complementarios, con objeto de estudiar el mayor número posible de variables de influencia:

- Analizar la influencia de los parámetros de corte sobre la viruta generada durante el proceso de corte.
- Caracterizar el desgaste de la herramienta en función de los parámetros de corte, así como su evolución con el tiempo efectivo de corte.
- Analizar la influencia de los parámetros de corte sobre las desviaciones microgeométricas de la superficie.
- Analizar la influencia de los parámetros de corte sobre las desviaciones macrogeométricas de la superficie.
- Analizar la influencia de los parámetros de corte sobre la microdureza de la superficie y la resistencia a la tracción.
- Aplicar un proceso de corrosión por inmersión sobre muestras torneadas en seco con diferentes parámetros de corte, analizando su influencia sobre la microdureza y el comportamiento a fatiga.
- Analizar las sinergias entre las distintas variables.
- Establecer modelos paramétricos que permitan predecir la evolución de las desviaciones geométricas y propiedades mecánicas analizadas, cuando sea posible.

Estos análisis pueden facilitar la obtención de una visión de conjunto de un número significativo de variables de influencia sobre la Integridad Superficial, bajo las condiciones de corte establecidas, para esta aleación. Este trabajo sirve, además, como complemento necesario de varias Tesis Doctorales desarrolladas en la Universidad de Málaga, relacionadas con la mejora del rendimiento del proceso de mecanizado de aleaciones ligeras, en sus cuatro facetas: económica, energética, medioambiental y funcional.

Para poder llevar a cabo, de forma efectiva, el numeroso conjunto de ensayos necesarios para la consecución de los objetivos del proceso de investigación, se ha de establecer y aplicar una adecuada metodología experimental, que permita ser fácilmente reproducida en futuros trabajos de investigación relacionados, adaptándose a cualquiera de las particularidades que lleve asociada la selección de diferentes variables de entrada. Por ello, otro de los objetivos específicos de esta Tesis Doctoral, previo a todos los anteriores, será el desarrollo de dicha metodología experimental.

1.3. Organización de la memoria

La memoria de la Tesis doctoral se ha estructurado en base a 6 capítulos bien definidos.

En el capítulo 2 se ha realizado una revisión del estado del arte, centrando su estudio en la evaluación de los trabajos previos realizados sobre la influencia de las condiciones de corte en operaciones de mecanizado, sobre la integridad superficial, prestando especial atención a las aleaciones de aluminio de uso aeronáutico. Previo a su estudio, se ha evaluado el concepto de integridad superficial a partir de las diferentes definiciones establecidas en la bibliografía.

La metodología experimental, empleada para la realización de los diferentes ensayos del material, ha sido desarrollada y analizada en el capítulo 3. Para cada una de las operaciones realizadas, se han identificado todas condiciones aplicadas, así como la secuencia de actuaciones llevadas a cabo para su consecución.

En el capítulo 4 se muestran y discuten los resultados obtenidos para cada uno de los ensayos realizados. El análisis de estos resultados se lleva a cabo a partir de un conjunto de gráficos que recogen el valor de las variables de salida, obtenidas en los ensayos en función de los parámetros de corte seleccionados. Además, se proponen diferentes modelos paramétricos que relacionan la variable de salida con los parámetros de corte correspondientes.

Las conclusiones, obtenidas tras el desarrollo de la investigación, se muestran en el capítulo 5. En dicho capítulo se incluyen, además, diferentes líneas de trabajo que permiten continuar con la línea de investigación en la que se encuentra enmarcada la presente Tesis Doctoral.

Aunque en cada capítulo se han incorporado las referencias bibliográficas específicas que se han utilizado para su desarrollo, en el capítulo 6 se establece el conjunto total e integrado de referencias bibliográficas consultadas, a fin de posibilitar y facilitar una

identificación completa del volumen de fuentes consultadas sobre las que se fundamenta y apoya la presente Tesis Doctoral.

Además, se han añadido 4 anexos al documento, correspondientes a los resultados obtenidos en el análisis químico del material, así como diversos anexos correspondientes a los modelos utilizados para la recogida de datos durante la fase experimental.

1.4. Referencias

- [1] Agencia española de seguridad aeroportuaria. Plan de acción de la agencia estatal, 2019
- [2] Confederación de organizaciones empresariales. El transporte aéreo: aportación a la economía española y propuestas para la mejora de su competitividad, 2019.
- [3] Asociación española de empresas tecnológicas del sector de la defensa seguridad aeronáutica y Espacio. Agenda sectorial de la Industria aeronáutica, 2018.
- [4] Diario la Razon. La industria española de Defensa, Aeronáutica y Espacio facturó un 5,8% más en 2018. <https://www.larazon.es/espana/la-industria-espanola-de-defensa-aeronautica-y-espacio-facturo-un-58-mas-en-2018-GK23924727/>. Último acceso: Diciembre 2019.
- [5] Benchergui, D., Svoboda, C. Aircraft design. Aerospace America, vol. 50, no. 11, p. 28. 2012.
- [6] Goindi, G.S., Sarkar, P. Dry machining: A step towards sustainable machining – Challenges and future directions. J. Clean. Prod., vol. 165, pp. 1557–1571. 2017.

Capítulo 2.

Estado del arte

Índice

2.1.	Introducción	1
2.2.	Aleaciones de aluminio de uso aeronáutico	3
2.2.1.	Generalidades	3
2.2.2.	Aleaciones de aluminio de uso aeronáutico	9
2.2.3.	Aleación de aluminio UNS A97075.....	13
2.3.	Operaciones de mecanizado	15
2.3.1.	Generalidades de los procesos de mecanizado	15
2.3.2.	Maquinabilidad de aleaciones de aluminio	17
2.4.	Concepto de Integridad Superficial.....	23
2.5.	Influencia del mecanizado sobre la Integridad Superficial en aleaciones de aluminio de uso aeronáutico.....	28
2.5.1.	Efecto del mecanizado en las propiedades microgeométricas en aleaciones de aluminio de uso aeronáutico.....	29
2.5.2.	Efecto del mecanizado sobre las propiedades macrogeométricas en aleaciones de aluminio de uso aeronáutico.....	32
2.5.3.	Efecto del mecanizado sobre las propiedades físico-químicas en aleaciones de aluminio de uso aeronáutico.....	34
2.5.3.1	Efecto del mecanizado sobre la microdureza superficial de aleaciones de aluminio de uso aeronáutico.....	35
2.5.3.2	Efecto del mecanizado en la resistencia a la tracción de aleaciones de aluminio de uso aeronáutico.....	37
2.5.3.3	Efecto del mecanizado en las tensiones residuales de aleaciones de aluminio de uso aeronáutico.....	38
2.5.3.4	Efecto del mecanizado en el comportamiento a fatiga de aleaciones de aluminio de uso aeronáutico.....	41
2.5.3.5	Efecto de la corrosión sobre las propiedades mecánicas de piezas mecanizadas en aleaciones de aluminio de uso aeronáutico.....	43
2.6.	Conclusiones.....	46
2.7.	Referencias	48

Índice de figuras

Figura 2.1. Dimensiones en la mejora de los procesos de fabricación	2
Figura 2.2. Componentes de un avión comercial constituidos por aleaciones de aluminio [6] .	10
Figura 2.3. Aleaciones de aluminio más usadas para la fabricación de aeronaves comerciales (adaptada de [32]).....	12
Figura 2.4. Variables de un proceso de mecanizado (adaptada de [32]).....	16
Figura 2.5. Formación de nidos de viruta durante el mecanizado.....	18
Figura 2.6. Adhesión secundaria en la cara de desprendimiento de la herramienta (BUL, BUE) (adaptada de [89]).....	20
Figura 2.7. Factores del mecanizado que afectan al acabado superficial (adaptada de [32])....	22
Figura 2.8. Caracterización de la superficie (adaptada de [111]).....	24
Figura 2.9. Sección transversal de la estructura superficial de los metales (adaptada de [112])	24
Figura 2.10. Factores Clave que definen la Integridad Superficial [47]	26

Índice de tablas

Tabla 2.1. Influencia de los aleantes en las propiedades de la aleación [16]	6
Tabla 2.2. Clasificación de las aleaciones de aluminio forjadas [16,17]	7
Tabla 2.3. Clasificación de las aleaciones de aluminio de moldeo.....	8
Tabla 2.4. Codificación de tratamientos en aleaciones de aluminio	8
Tabla 2.5. Tratamientos térmicos del aluminio y su descripción.....	9
Tabla 2.6. Composición en % en masa de la aleación de aluminio UNS A97075.....	13
Tabla 2.7. Propiedades mecánicas y físicas de la aleación UNS A97075-T6 a temperatura ambiente (20 °C)	14
Tabla 2.8. Aspectos tecnológicos de la aleación de aluminio UNS A97075-T6.....	14
Tabla 2.9. Variables de entrada en operaciones de torneado	16
Tabla 2.10. Desviaciones del perfil real respecto del nominal.....	21
Tabla 2.11. Conjunto de Datos para la evaluación de la Integridad Superficial (IS) [114]	25
Tabla 2.12. Niveles para la evaluación de la Integridad Superficial	28
Tabla 2.13. Factores de influencia sobre la rugosidad superficial de piezas torneadas. Adaptada de [102]	29
Tabla 2.14. Factores influyentes en el proceso de corrosión de materiales metálicos [190].....	44

2.1. Introducción

Desde el desarrollo de la máquina de vapor, en el S. XVIII, los procesos de fabricación han evolucionado continuamente, permitiendo, en primera instancia, la aplicación de esfuerzos mecánicos para facilitar la realización nuevos procesos de conformado de materiales que no podían realizarse con anterioridad, debido a limitaciones físicas del ser humano.

Con la llegada de la segunda revolución industrial, y gracias sus desarrollos tecnológicos, se comenzaron a establecerse nuevas formas de organización industrial, enfocadas a la obtención de un mayor beneficio económico de la actividad productiva, a partir de un aumento del volumen de fabricación, siendo sus principales impulsores Frederic Winslow Taylor y Henry Ford [1].

La tercera revolución industrial supuso una mejora sustancial en la calidad producto conformado, debido al comienzo de la automatización de los procesos de fabricación, lo que supuso, además, un incremento en la productividad asociado a una mejora del beneficio generado por la actividad [2].

En la actualidad, la industria se encuentra inmersa en la cuarta revolución industrial, en la cual se ha producido una interconexión entre las diversas tecnologías desarrolladas creando “sistemas de fabricación inteligente”. Principalmente, se han desarrollado e incorporado a las fábricas aspectos como los sistemas cibernéticos, el internet de las cosas, los sistemas de computación en la nube, el Big Data o los sistemas de realidad virtual y aumentada [3].

Es ya a finales del Siglo XX cuando empieza a evaluarse la necesidad de establecer procesos de fabricación sostenible, que reduzcan su impacto en el medioambiente [4], viniendo acompañado, además, de una normativa legal cada día más exigente. A partir de ese momento, aspectos de carácter medioambiental han de ser tenidos en cuenta a la hora de establecer nuevos procesos productivos, considerándose como un elemento

más de la responsabilidad que las organizaciones deben tener con la sociedad, siendo, además, una oportunidad para establecer nuevas vías de negocio [5].

Otro aspecto a tener en cuenta es el energético, dado que la reducción del consumo de energía en los procesos de fabricación genera una reducción del gasto en el proceso de fabricación, así como una mejora en la protección del medioambiente, reduciendo su impacto por el consumo de energías no renovables.

La industria aeronáutica no ha sido ajena a estos cambios, evolucionando desde la construcción de la primera aeronave, por parte de los hermanos Wright, los primeros años del siglo XX. El desarrollo de los procesos productivos se ha convertido en una necesidad en un mercado global como el actual, dirigiendo las operaciones de I+D+i a la investigación en procesos de fabricación mucho más eficientes.

El estudio y la mejora del rendimiento en las operaciones de fabricación han sido, y es en la actualidad, objeto de estudio en la industria aeronáutica, ya que afecta directamente a su aspecto económico, funcional, medioambiental y energético (Figura 2.1)[6].

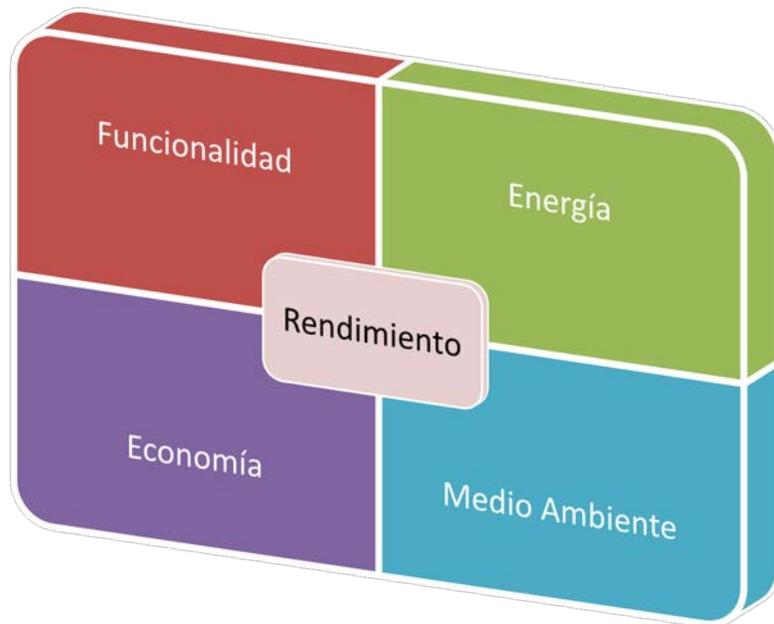


Figura 2.1. Dimensiones en la mejora de los procesos de fabricación

Por tanto, la mejora de los procesos de fabricación se ha de tener en cuenta bajo estos cuatro aspectos o dimensiones:

- El **económico**, reduciendo los costes asociados al proceso de fabricación, resultando un elemento clave en la viabilidad del producto elaborado.
- El **funcional**, de forma que la selección del proceso de fabricación se realice en función de la sencillez y de la economía.
- El **energético**, estableciendo procesos más eficientes desde el punto de vista energético, que mejoren la funcionalidad y reduzca los costes de producción.
- El **medioambiental**, siendo un elemento fundamental en la actuación social de las organizaciones, ya que la tendencia actual es conseguir una evolución

tecnológica acompañada de una mejora sobre el impacto medioambiental, protegiendo el entorno en el que se encuentran.

El uso de aleaciones de aluminio en la estructura de la aeronave viene motivado por su baja densidad, asociada a unas buenas propiedades mecánicas, aportando una estructura que es capaz de soportar las cargas a las que se encuentra sometida la aeronave con un peso inferior.

Además, en un sector industrial como el aeronáutico, en el que los procesos productivos están sujetos a exigentes requisitos de calidad, el estudio de dichos procesos está en continuo desarrollo, siendo la Integridad Superficial de las piezas fabricadas una de las características de la calidad de mayor interés en esta industria. En este sentido, el concepto de Integridad Superficial ha ido evolucionando a lo largo del tiempo, siendo definido por diferentes autores desde diversos puntos de vista, presentando este concepto gran controversia desde el punto de vista de las variables que la definen [7–9].

Por otra parte, las operaciones de mecanizado, ampliamente utilizadas en el sector aeronáutico, modifican la Integridad Superficial del material de partida, dependiendo su resultado estrechamente de las condiciones de corte utilizadas (parámetros de corte, condiciones de lubricación, herramienta de corte, geometría del proceso, etc. [10,11].

En particular, las operaciones de torneado destacan por su sencillez y por corresponder a un proceso de mecanizado económico. Además, el hecho de realizarlas en seco reduce su impacto medioambiental, debido principalmente a que los fluidos de corte son considerados residuos peligrosos, de costoso tratamiento, y por la mayor facilidad de reciclaje de las virutas generadas en seco [12]. Sin embargo, la realización de operaciones de mecanizado en seco, lleva asociado condiciones más severas en el corte, las cuales afectarán, en mayor o menor medida, las características finales en la superficie de las piezas mecanizadas. [13].

Por tanto, serán objeto de revisión los estudios que permitan relacionar cómo las condiciones de corte, establecidas en operaciones de torneado en seco, afectan a las características de Integridad Superficial en piezas mecanizadas, especialmente en el sector aeronáutico, en el que los requisitos de tolerancias en los elementos fabricados son muy elevados.

2.2. Aleaciones de aluminio de uso aeronáutico

2.2.1. Generalidades

El aluminio es el metal que se encuentra en mayor cantidad sobre la superficie terrestre (hasta un porcentaje del 8%), solo encontrándose en la naturaleza mayor cantidad de silicio y oxígeno que de aluminio.

La principal dificultad de su utilización es que en la naturaleza no se encuentra en estado puro, sino que combinado con otros materiales, en forma de silicatos y óxidos, los cuales son muy estables, dificultando el proceso para obtener aluminio en estado razonablemente puro [14].

No fué hasta 1808 cuando se conoció el metal de aluminio, gracias a Sir Humphrey Davy, mientras que en 1821 se describe por primera vez la bauxita, caracterizada por estar formada por hasta un 52%, en peso, de hidróxido de aluminio.

Su uso como material metálico no se inicia hasta 1886, cuando, mediante procesos de reducción electrolítica del óxido de aluminio, se obtiene aluminio líquido con un grado de pureza entre el 93.3 y el 99.8% de pureza [15].

El aluminio es un material cuyo uso está muy extendido, debido al amplio rango de propiedades que presenta tanto en estado puro como sus posibles aleaciones [16]:

- **Baja densidad.** Lo que le define como un material ligero, siendo su valor aproximadamente la tercera parte de la del acero.
- **Alta resistencia mecánica.** Algunas aleaciones de aluminio tienen propiedades mecánicas similares a la de algunos aceros de tipo estructural, lo que permite su utilización en elementos estructurales de la industria aeroespacial o automovilística.
- **Alta conductividad eléctrica.** Casi el doble que la del cobre, permitiendo su uso en líneas eléctricas de alta tensión, donde existen requisitos de alta conductividad y resistencia mecánica.
- **Alta conductividad térmica.** Siendo alrededor del 55% que la del cobre, permitiendo su uso para la fabricación de intercambiadores, evaporadores, radiadores, etc.
- **Alta resistencia a la corrosión progresiva.** En la que una superficie de aluminio, expuesta al aire, forma una película de óxido de aluminio (Al_2O_3) volviéndola inerte, bloqueando la oxidación adicional del metal. Además, algunas aleaciones pueden resistir la corrosión por agua, sal u otros medios, incluso para una amplia variedad de otros agentes físicos y químicos.
- **Superficie altamente reflectante.** Lo que lo convierte en un material muy atractivo para superficies pulidas, como elementos de tipo decorativo.
- **Material no ferromagnético.** Propiedad muy importante en la industria eléctrica y electrónica.
- **Material no-pirofórico.** Permite su utilización en aplicaciones en las que se requiera manipulación de materiales explosivos o inflamables.
- **Elevada ductilidad y facilidad de conformado.** Reduciendo los esfuerzos necesarios para conformar productos mediante procesos de deformación plástica, como forja, extrusión o laminación.
- **Buena maquinabilidad.** En términos generales, permite el mecanizado de dicho material a altas velocidades, proporcionando una alta productividad, reducción de costes y ahorro de energía.
- **No tóxico.** Hace que dicho material pueda utilizarse en contacto con alimentos, permitiendo su uso como envoltorio.
- **Alta capacidad de reciclado.** Siendo económicamente más viable el reciclado del metal que la generación de nuevo material a partir de procesos electroquímicos.

Como se ha podido observar, el aluminio, junto a sus aleaciones, posee un alto número de propiedades ventajosas para la industria. Sin embargo, también tienen un conjunto de inconvenientes en comparación con otro tipo de metales [17]:

- **Bajo módulo de elasticidad.** Siendo generalmente más bajo que otros materiales con similar uso de tipo industrial, como el titanio (70% mayor), los aceros estructurales (40% mayor) o el cobre (30% mayor).
- **Bajo punto de fusión.** Su uso prolongado en el tiempo está limitado a una temperatura de 150°C.
- **Resistencia a la corrosión.** Si bien el aluminio puro presenta un buen comportamiento respecto a su resistencia a la corrosión, la adición de aleantes puede generar problemas de en este sentido, reduciendo su resistencia en ambientes agresivos.
- **Baja capacidad de soldabilidad.** Requiriendo técnicas específicas para la realización de uniones soldadas o generando la necesidad de otros sistemas de unión o ensamblaje.

A pesar de estas desventajas, el aluminio es un material apto para innumerables usos frente a otros materiales tradicionales, como el acero. Además, la capacidad de reciclado que posee el aluminio lo convierte en un material catalogado como sostenible, ya que prácticamente el 70% del aluminio producido sigue utilizándose en la actualidad [18].

Su buena relación resistencia mecánica-peso, hace que este tipo de material sea ampliamente utilizado en el sector del transporte, requiriendo la cuarta parte del total del aluminio producido [19,20].

El aluminio en estado puro presenta una clara ventaja en cuanto a su capacidad de conformarse plásticamente, debido principalmente a su alta ductilidad y resistencia a la fatiga. Sin embargo, su resistencia mecánica es inferior al resto de metales, por lo que es habitual encontrarlo aleado con otros metales, con objeto de mejorar sus propiedades. En función del metal aleante de la matriz de aluminio, se obtendrán unas propiedades u otras del material, permitiendo además la aplicación de tratamientos térmico que mejoren aún más sus propiedades [16,21].

El cobre, el magnesio, el silicio, el zinc y el litio son metales que presentan una buena solubilidad en el aluminio en estado sólido, mientras que el cromo y el manganeso, aunque se encuentran aleados con el aluminio, presentan una menor solubilidad. Cada uno de esos aleantes confiere al material una mejora de propiedades, aunque hay que tener presente que también puede provocar un empobrecimiento en otras propiedades del metal. En este sentido, en la Tabla 2.1 se indican las características que aportan cada uno de los posibles aleantes [17,22].

Las aleaciones de aluminio se dividen en dos grandes categorías: las aleaciones de aluminio forjadas y las de moldeo, presentando ambos tipos la ventaja de poder ser termotratables [15]. Las aleaciones forjadas son las más empleadas debido a sus mejores propiedades mecánicas, mientras que las de moldeo tienen menor uso debido principalmente a las grandes contracciones volumétricas que sufre el material durante el proceso de solidificación, pudiendo provocar problemas de tensiones residuales, porosidad y de control dimensional en la pieza final. Además, se obtienen peores propiedades mecánicas, debido al mayor número de impurezas e inclusiones que pueden aparecer en la aleación [23]. Las aleaciones de moldeo tienen una mayor aplicación en la industria automovilística [24].

A partir de esta clasificación, se consideran diferentes formas de designar a las aleaciones de aluminio, en función del aleante principal, su composición y el tratamiento térmico que se les haya aplicado (en el caso de que lo tenga).

Tabla 2.1. Influencia de los aleantes en las propiedades de la aleación [16]

Aleante	Propiedades
Cobre	Mejores propiedades mecánicas Admite tratamiento térmico Facilita los tratamientos superficiales Mejora la maquinabilidad Mejora la resistencia a la fluencia
	Peor soldabilidad Menor resistencia a la corrosión Menor conductividad eléctrica
Manganeso	Admite endurecimiento por deformación Mejora las propiedades mecánicas Facilita la embutición profunda Mejora la resistencia a la corrosión
Magnesio	Admite endurecimiento por deformación Mejora las propiedades mecánicas Mejora la resistencia a la corrosión Facilita la soldabilidad Facilita los tratamientos superficiales
Silicio	Permite tratamientos térmicos si contiene 0,3-0,6% magnesio Mejora la soldabilidad Buena resistencia a la corrosión (si no está presente el Cu)
	Reduce la maquinabilidad
Silicio+Magnesio	Permiten tratamiento térmico Mejoran las propiedades mecánicas Mejoran la resistencia a la corrosión Facilitan los tratamientos superficiales
Zinc	Aumento de resistencia y dureza superficial Combinado con Magnesio permite tratamiento térmico
	Pobre resistencia a la corrosión bajo tensión

La norteamericana Asociación del Aluminio (The Aluminium Association, AA) estableció en 1974 una clasificación de las aleaciones de aluminio, en el que su designación comienza con las siglas AA seguida de cuatro dígitos [21]. El primero de los dígitos representa al principal aleante del aluminio. El segundo dígito indica si se corresponde con la aleación original (0) o bien una modificación obtenida de la original (otro valor).

El tercer y cuarto dígito hacen referencia al porcentaje de pureza en el caso de las aleaciones de aluminio de alta pureza, mientras que en el resto de aleaciones únicamente indican una variante de la aleación de la serie.

Un sistema de clasificación más actual, y más extendido, es el sistema de designación Unified Numbering Systems (UNS) [25], creado por la ASTM (American Society for Testing and Materials) y la SAE (Society of Automotive Engineers). Este sistema de clasificación pretende generar un sistema de codificación de todo tipo de materiales y está formado por una letra y cinco dígitos. En el caso del aluminio, se utiliza la letra A como primer carácter, seguido de un primer dígito numérico, que se correspondería con un 0, si se trata de una aleación de fundición, o bien un 9, si fuera una aleación de forja. Los cuatro dígitos numéricos restantes coincidirían con los establecidos por la Asociación del aluminio.

Por lo tanto, a partir de los dos tipos de clasificaciones de los aluminios, se puede representar un mismo aluminio mediante dos modos de codificación, mediante el sistema de la Asociación de Aluminio (AA XXXX) o bien a partir del sistema UNS (UNS AXXXXX). A modo de ejemplo, la aleación de forja AA7075 se corresponde con la UNS A97075.

En el caso de las aleaciones de forja, se clasifican, como se ha comentado, a partir del aleante principal, los cuales quedan indicados en la Tabla 2.2.

Tabla 2.2. Clasificación de las aleaciones de aluminio forjadas [16,17]

Serie	Aleante principal	Propiedades
1XXX	Aluminio de alta pureza (>99%)	Excelente resistencia a la corrosión, alta conductividad eléctrica y térmica, buena soldabilidad, admite endurecimiento por deformación, baja resistencia mecánica y no tratable térmicamente
2XXX	Cobre	Tratable térmicamente, elevada resistencia mecánica, mejora su capacidad de soldabilidad, baja resistencia a la corrosión
3XXX	Manganeso	Admite endurecimiento por deformación, buena resistencia a la corrosión, resistencia mecánica media, buena soldabilidad y generalmente no tratable térmicamente
4XXX	Silicio	Buena soldabilidad, buena fluencia, resistencia mecánica media, admite endurecimiento por deformación, bajo punto de fusión y generalmente no admite tratamiento térmico
5XXX	Magnesio	Buena soldabilidad, excelente resistencia a la corrosión, resistencia mecánica alta, admite endurecimiento por deformación, no tratable térmicamente
6XXX	Magnesio-Silicio	Buena soldabilidad, alta resistencia a corrosión, resistencia mecánica moderada, de fácil extrusión y tratable térmicamente
7XXX	Zinc	Elevada resistencia mecánica, alta ductilidad, tratable térmicamente, mala soldabilidad y una resistencia media a la corrosión
8XXX	Otros aleantes	

Según la clasificación UNS, se diferenciaba las aleaciones de aluminio de modelo y forja a partir de los dígitos 0 y 9 respectivamente. En el caso de la clasificación establecida por la Asociación de Aluminio, para diferenciar a las de moldeo con respecto a las de forja, se introduce un punto decimal entre el tercer y cuarto dígito [26]. Su designación queda indicada en la Tabla 2.3.

Tabla 2.3. Clasificación de las aleaciones de aluminio de moldeo

Serie	Aleante principal
1XX.X	Aluminio de alta pureza (>99%)
2XX.X	Cobre (Al-Cu)
3XX.X	Silicio-Cobre (Al-Si-Cu) Silicio-Manganeso (Al-Si-Mg)
4XX.X	Silicio (Al-Si)
5XX.X	Magnesio (Al-Mg)
6XX.X	No usada
7XX.X	Zinc-Cobre (Al-Zn-Cu) Zinc-Magnesio (Al-Zn-Mg)
8XX.X	Estaño (Al-Sn)

Tanto las aleaciones de moldeo como las de forja son susceptibles de ser sometidas a tratamientos térmicos, con objeto de mejorar las propiedades mecánicas del material de partida. Para su identificación se utiliza, a continuación de la codificación de la propia aleación de aluminio, un código de identificación alfa-numérico compuesto por una letra, seguido de hasta cuatro dígitos que indican la cantidad de endurecimiento, el tipo de tratamiento térmico y otros aspectos especiales del procesamiento de la aleación [27]. En la Tabla 2.4 se indican los tipos de tratamientos aplicables a las diferentes aleaciones de aluminio.

Tabla 2.4. Codificación de tratamientos en aleaciones de aluminio

Código	Tratamiento
F	Condición de fabricación (forja, moldeo, trabajado en caliente, etc.)
O	Recocido (en el estado más blando posible)
H	Endurecida por deformación
W	Tratada por solución
T	Tratada térmicamente

Entre las diferentes operaciones de tratamiento sobre las aleaciones, las operaciones de tratamiento térmico (T) son las más utilizadas en cuanto a las aleaciones de aluminio de forja. Se pueden aplicar diferentes procesos de calentamiento y enfriamiento que modifican las propiedades mecánicas asociadas al tratamiento térmico, siendo su objetivo proporcionar a los materiales unas propiedades específicas adecuadas para su conformado, o bien para su uso final. Estos tratamientos térmicos se clasifican desde T1 hasta T10 [19] (Tabla 2.5).

Tabla 2.5. Tratamientos térmicos del aluminio y su descripción

Tratamiento	Descripción
T1	Tratamiento de temple desde la temperatura de reblandecimiento y envejecido natural
T2	Tratamiento de temple desde la temperatura de reblandecimiento, tratado en frío y envejecido natural
T3	Tratamiento térmico de solución, temple, deformado y envejecido natural
T4	Tratamiento de solución, temple y envejecido natural
T5	Tratamiento desde temperatura de reblandecimiento y envejecido artificial
T6	Tratamiento de solución, temple y envejecimiento artificial
T7	Tratamiento de solución, temple y sobre-envejecido
T8	Tratamiento de solución, temple, deformado y envejecido artificial
T9	Tratamiento de solución, temple envejecido artificial y deformado
T10	Tratamiento de temple desde temperatura de reblandecimiento, deformado y envejecido artificial

Debido a que la presente investigación está relacionada con las aleaciones de aluminio de forja, y más concretamente, con aquellas que se utilizan en la industria aeroespacial, a continuación, se dará una visión general de los tipos, propiedades y aplicaciones de estas aleaciones en el sector aeronáutico.

2.2.2. Aleaciones de aluminio de uso aeronáutico

La utilización de las aleaciones de aluminio en la industria aeronáutica viene determinada por la excelente relación peso-propiedades mecánicas, haciendo que sea un material ligero, capaz de soportar elevadas cargas. Es por ello que en la industria aeroespacial tenga una elevada aplicación como elementos estructurales de las aeronaves (Figura 2.2).

Además de poseer una buena durabilidad y resistencia en condiciones ambientales de baja temperatura, adicionales aspectos como su capacidad de reciclaje lo convierten en un material económicamente viable.

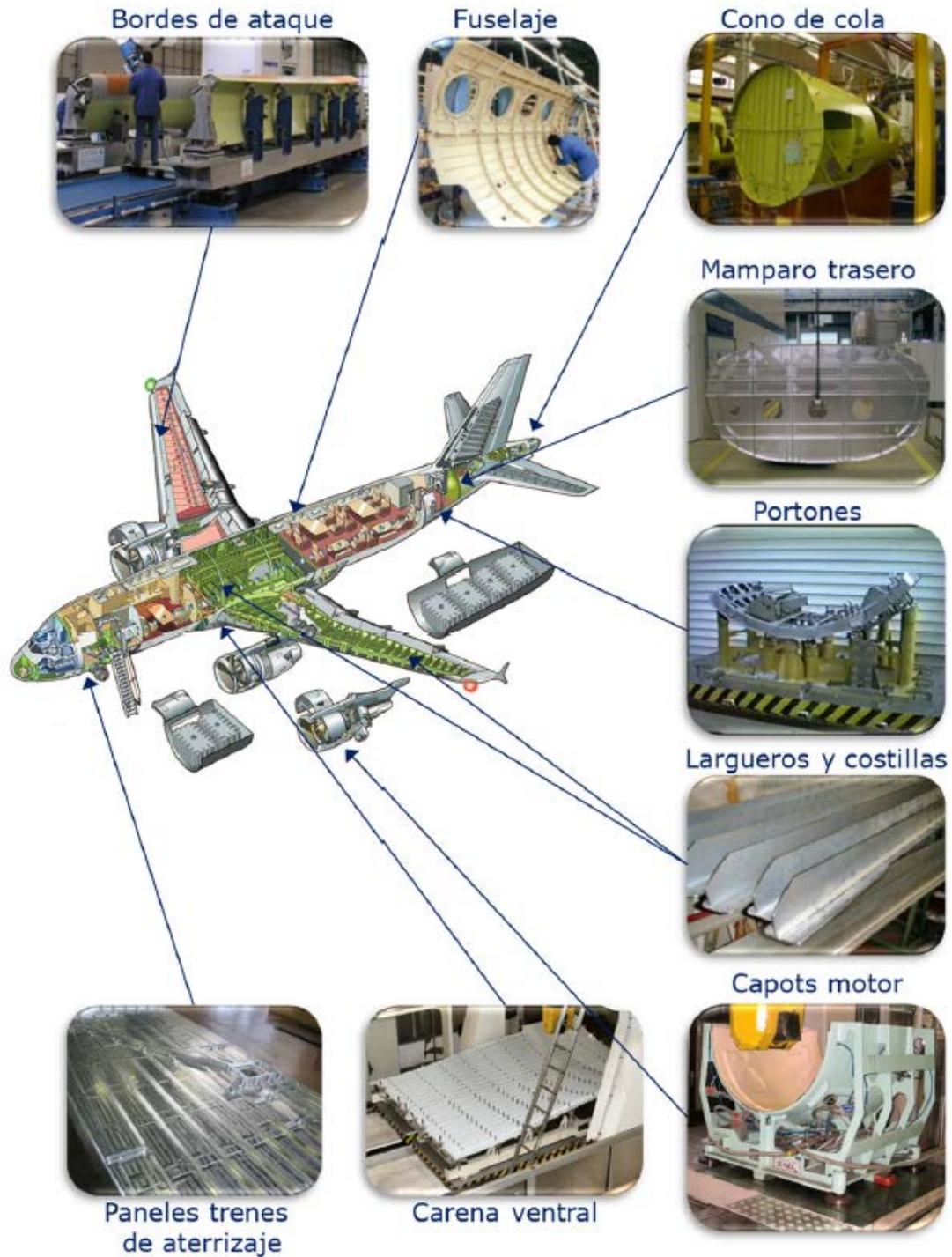


Figura 2.2. Componentes de un avión comercial constituidos por aleaciones de aluminio [6]

Otras propiedades como su elevada tenacidad, rigidez, resistencia a la aparición y crecimiento de grietas por fatiga y resistencia a la corrosión, también son determinantes para su selección en elementos estructurales [28,29].

La demanda estructural de la industria aeronáutica ha ido evolucionando a lo largo del tiempo, pero siempre ha estado dirigida a la obtención de estructuras con menor peso y mayor resistencia mecánica, tolerancia al daño, durabilidad y seguridad [17].

Al inicio del siglo XX, se utilizaba principalmente el Duraluminio (aleaciones Al-Cu-Mg), pero presentaban un problema de corrosión en aire por exfoliación, por lo que se restringió su uso hasta que se desarrollaron técnicas de protección eficaces, como el anodizado o el plaqueado. A partir de los años 40 comenzó a utilizarse la aleación UNS A97075-T6, debido al incremento de resistencia mecánica que presenta esta aleación de aluminio-zinc, ya que el tratamiento térmico mejoró el comportamiento ante la corrosión bajo tensiones, siendo en la actualidad una de las aleaciones que se siguen utilizando en las estructuras de las aeronaves. En años posteriores se desarrolló la aleación UNS A97178, que presentaba mayor resistencia a la tracción, pero se dejó de utilizar debido a problemas de tolerancia al daño y durabilidad, ya que se originaron diversos accidentes causados por fatiga.

El aumento del tamaño de las aeronaves supuso la generación de estructuras de mayor espesor, lo que llevó a desarrollar la aleación UNS A7079, con menor resistencia a la tracción que la UNS A97075, pero con menor sensibilidad al enfriamiento. Sin embargo, esta aleación quedó en desuso debido a su susceptibilidad a corrosión bajo tensión. En la década de los 70, el desarrollo de nuevos tratamientos térmicos permitió optimizar la utilización de la aleación UNS A97075, viniendo unida a la aparición de la aleación UNS A97050, con la que con un tratamiento T74 se consiguió una combinación aceptable de resistencia a la tracción y corrosión bajo tensiones. Por otro lado, la crisis del petróleo llevó al desarrollo de los materiales compuestos de matriz polimérica, siendo un material competitivo para las estructuras de las aeronaves. Sin embargo, su baja tolerancia al daño y su alto coste de mantenimiento impidió que se generalizara su uso en toda la estructura de la aeronave [14,20,22].

El uso de las aleaciones de aluminio en la industria aeronáutica ha evolucionado hacia la mejora de los costes de fabricación y el mantenimiento de la estructura, preservando las propiedades mecánicas y desarrollando nuevas aleaciones que se encuentran enmarcadas en la serie 2000 (Al-Cu), la serie 6000 (Al-Mg-Si) y, más recientemente, la serie 8000 (entre las que se encuentran las aleaciones Al-Li) [6].

Actualmente, tanto la serie 2000 (Al-Cu) como la serie 7000 (Al-Zn) son las aleaciones utilizadas principalmente en la fabricación de aeronaves, así como algunas aleaciones de la serie 6000 (Al-Mg-Si), acompañadas normalmente de algún tipo de tratamiento térmico [14].

La selección concreta de un tipo de aluminio u otro dependerá de los requisitos necesarios, en función su ubicación dentro de la aeronave. En particular, la Figura 2.3 muestra las aleaciones de aluminio más utilizadas en la fabricación de aeronaves de tipo comercial, así como las partes de la estructura donde puede ser utilizada.

Las aleaciones de la serie 2000 se utilizan en las zonas de la estructura donde se requieren principalmente una elevada tolerancia al daño. La aleación UNS A92024, sin tratamiento o envejecida de forma natural (T3), es la más ampliamente utilizada en el fuselaje de las aeronaves. El desarrollo de esta aleación ha generado la aparición de nuevas aleaciones UNS A92224, UNS A92324 y UNS A92524. El principal inconveniente que presenta este tipo de aleaciones es su baja resistencia a la corrosión, por lo que suelen ir revestidas [30,31], además de presentar una baja soldabilidad.

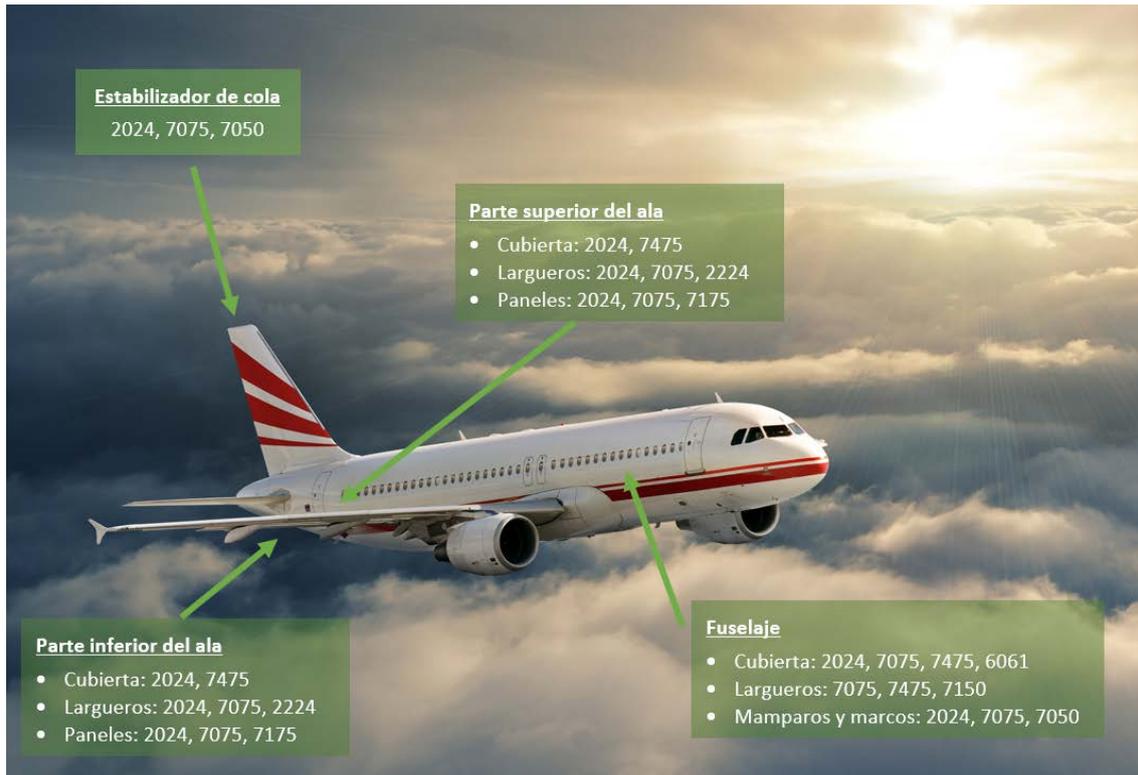


Figura 2.3. Aleaciones de aluminio más usadas para la fabricación de aeronaves comerciales (adaptada de [32])

El desarrollo de las aleaciones de la serie 6000 pretende mejorar tanto la resistencia a la corrosión como la capacidad de ser soldables, sin embargo, este tipo de aleaciones muestran peores propiedades mecánicas. La más utilizada es la aleación UNS A96061, utilizada en el fuselaje de aviones comerciales y militares [33,34].

Las aleaciones de la serie 7000 son las de mayor utilización en la estructura de la aeronave, ya que son las que presentan una mayor resistencia mecánica del conjunto de aleaciones de aluminio. Dentro de esta serie de aluminio, las más utilizadas son las UNS A97049, UNS A97050, UNS A97075, UNS A97175, UNS A97178 y UNS A97475. Sin embargo, este tipo de aleaciones son las que presentan un peor comportamiento frente a corrosión, siendo desfavorable frente a corrosión bajo tensión. El tratamiento térmico T7 aumenta la resistencia a la corrosión, aunque ello conlleva una reducción de la resistencia mecánica del material [35–38].

Por último, en relación a las aleaciones de la serie 8000, que son las que presentan un alto contenido en Litio (entre 0.5 y 3.5%), también se están utilizando en la industria aeroespacial, destacando las aleaciones UNS A98090, UNS A98091 y la UNS A98093. La adición de Li al aluminio reduce la densidad del material y mejora la soldabilidad, presentando buenas propiedades mecánicas. Su principal inconveniente es el incremento del coste del material frente a otras aleaciones similares, principalmente de la serie 2000 que, aunque en menor proporción, también incluyen Li [39].

Aunque los nuevos desarrollos de aeronaves, como el A380, los materiales compuestos han ganado mucha importancia, hay que tener en cuenta que las aleaciones de aluminio se siguen utilizando en modelos más utilitarios, tales como el A320, debido a la carencia de unos 20 años en el desarrollo de nuevos modelos. Por otra parte, la tendencia actual es a fabricar esos modelos, con diseños más antiguos pero más

pequeños y menos contaminantes ya que resultan más eficientes en las cortas distancias de vuelo (vuelos no transcontinentales) [40].

Dentro de las posibles aleaciones de aluminio que se emplean en la industria aeronáutica, para el desarrollo de esta Tesis Doctoral se ha seleccionado la aleación de aluminio-zinc UNS A97075-T6. Es por ello que, en el siguiente apartado, se indican las principales características de dicho material.

2.2.3. Aleación de aluminio UNS A97075

Como se ha comentado con anterioridad, la aleación de aluminio UNS A97075 es una de las aleaciones que tradicionalmente se ha utilizado en la industria aeronáutica debido a que la adición de Zn a la matriz de aluminio supone una mejora considerable de la resistencia mecánica.

La aleación UNS A97075 fue desarrollada en 1936 por la compañía japonesa Sumitomo Metals. Se considera como una aleación fuerte, con buena resistencia a la fatiga, frente a otros metales y con buena maquinabilidad, pero no es soldable y tiene menos resistencia a la corrosión que otras aleaciones de aluminio [41]. Además, el coste de la aleación no es elevado, por lo que la convierte en un material bastante competitivo para su utilización en elementos estructurales en los que se requiere un elevado volumen de material [42].

Aparte de su uso en el sector aeronáutico ya comentado, es una aleación que se utiliza frecuentemente en otras aplicaciones del sector del transporte, náutica y automovilismo, así como para construcción de fuselajes de alas delta, bicicletas, cañas de pesca, flechas o para la fabricación de moldes, por su posibilidad de ser pulida. Comercialmente se conoce a esta aleación por nombres como Zicral, Ergal, o Fortal Constructural [17].

La composición de la aleación UNS A97075 viene determinado a partir de la norma UNE 38371: 2003 [43], cuyo rango de valores queda indicado en la Tabla 2.6.

Tabla 2.6. Composición en % en masa de la aleación de aluminio UNS A97075

Zn	Mg	Cu	Cr	Fe	Mn	Otros	Al
5.1-6.1	2.1-2.9	1.2-2	0.18-0.28	≤0.5	≤0.3	-	≤90

Con objeto de mejorar las propiedades mecánicas del material, es habitual aplicar un tratamiento a dicha aleación de aluminio, encontrándose habitualmente bajo las denominaciones UNS A97075-O, UNS A97075-T6, UNS A97075-T651 o UNS A97075-T7.

En particular, la aleación a utilizar en esta Tesis lleva aplicado un tratamiento térmico T6. Este tratamiento consta de tres etapas:

1. Tratamiento térmico de solución a una temperatura de 465 ± 5 °C.
2. Temple en medio acuoso con una temperatura máxima de 40 °C.
3. Tratamiento de maduración artificial a una temperatura de 135 ± 3 °C, con una duración comprendida entre 12 y 16 horas.

Esto confiere al material un conjunto de propiedades mecánicas y físicas que se indican en la Tabla 2.7.

Tabla 2.7. Propiedades mecánicas y físicas de la aleación UNS A97075-T6 a temperatura ambiente (20 °C)

Propiedades mecánicas	
Carga de rotura a tracción (R_m)	530 N/mm ²
Límite elástico (R_p)	0.2 N/mm ²
Alargamiento	5-8%
Límite a la fatiga	300 N/mm ²
Resistencia a la cizalladura	350 N/mm ²
Dureza Brinell	140 HB
Propiedades físicas	
Módulo elástico	72 000 N/mm ²
Densidad	2.81 g/cm ³
Intervalo de fusión	475-635 °C
Conductividad térmica	134 W/m·K
Resistividad eléctrica	5.2 $\mu\Omega\cdot\text{cm}$

También se pueden considerar, para dicho material, un conjunto de aptitudes de tipo tecnológico, mostrando la capacidad de dicho material a ser sometido a diferentes procesos de fabricación (Tabla 2.8).

Tabla 2.8. Aspectos tecnológicos de la aleación de aluminio UNS A97075-T6

Soldadura		Comportamiento natural	
A la llama	Buena	En ambiente rural	Regular
Al arco bajo gas argón	Mala	En ambiente industrial	Regular
Por resistencia eléctrica	Buena	En ambiente marino	Mala
Braseado	Regular	En agua de mar	Mala
Mecanizado			
Fragmentación de la viruta	Buena	Brillo de superficie	Buena
Recubrimiento		Anodizado	
Lacado	Buena	De protección	Buena
Galvanizado	Buena	Decorativo	Regular
Níquel químico	Buena	Anodizado duro	Muy buena

Por lo tanto, dadas las buenas propiedades mecánica que presenta la aleación de aluminio UNS A97075, además de su versatilidad ante diferentes procesos de fabricación, se puede considerar un material apto para su utilización en diferentes sectores industriales y, tal como se ha indicado con anterioridad, su uso en la industria aeronáutica está ampliamente justificado.

2.3. Operaciones de mecanizado

2.3.1. Generalidades de los procesos de mecanizado

Las operaciones de mecanizado suelen utilizarse en la fabricación de componentes estructurales de aeronaves, constituidos por aleaciones de aluminio. Este tipo de componentes están formados por estructuras rígidas y monobloques (de una sola pieza) que requieren de grandes vaciados, por lo que operaciones de fresado son muy competitivas ya que permite realizar operaciones de corte a altas velocidades. Además, también se realizan gran cantidad de operaciones de taladrado para la unión posterior de elemento por remaches. Aunque las operaciones de torneado son menos utilizadas, estas operaciones se utilizan para la fabricación de componentes de revolución cuyo uso es de encaje entre otros elementos [32,44,45].

En un sector productivo tan exigente como es la industria aeronáutica, el estudio del rendimiento del proceso está en continuo desarrollo, para lo cual es necesario tener en cuenta el conjunto de variables que forman parte del proceso [46].

Estas variables, para el estudio del comportamiento en el mecanizado, se consideran habitualmente de dos tipos: variables de entrada, siendo aquellas que se pueden seleccionar y controlar previamente a la operación de mecanizado; y las variables de salida, que son aquellas que se obtienen como resultado de la propia operación de mecanizado como resultado de aplicación de las variables de entrada [47]. En la Figura 2.4 se muestran las principales variables de entrada y de salida en un proceso de mecanizado.

Dentro del conjunto de operaciones de mecanizado, las operaciones de torneado destacan por la simplicidad del proceso. Para este tipo de operaciones, destinadas al mecanizado de piezas de revolución, se pueden considerar un conjunto de variables de entrada específicas de dicha operación [48,49], las cuales se muestran en la Tabla 2.9.

Los parámetros de corte son una de las principales variables de entrada susceptibles de ser seleccionadas para establecer mejoras en el proceso de mecanizado, debido principalmente a que un aumento de sus valores origina una reducción en los tiempos de fabricación, asociándose directamente a una mejora económica del proceso. Sin embargo, este incremento se encontrará limitado por requisitos impuestos en las variables de salida, como pueden ser las fuerzas y potencias de corte, que limitarán la capacidad de corte de la máquina herramienta, además de un incremento en el desgaste de la herramienta o aparición de vibraciones, entre otras [50–53].

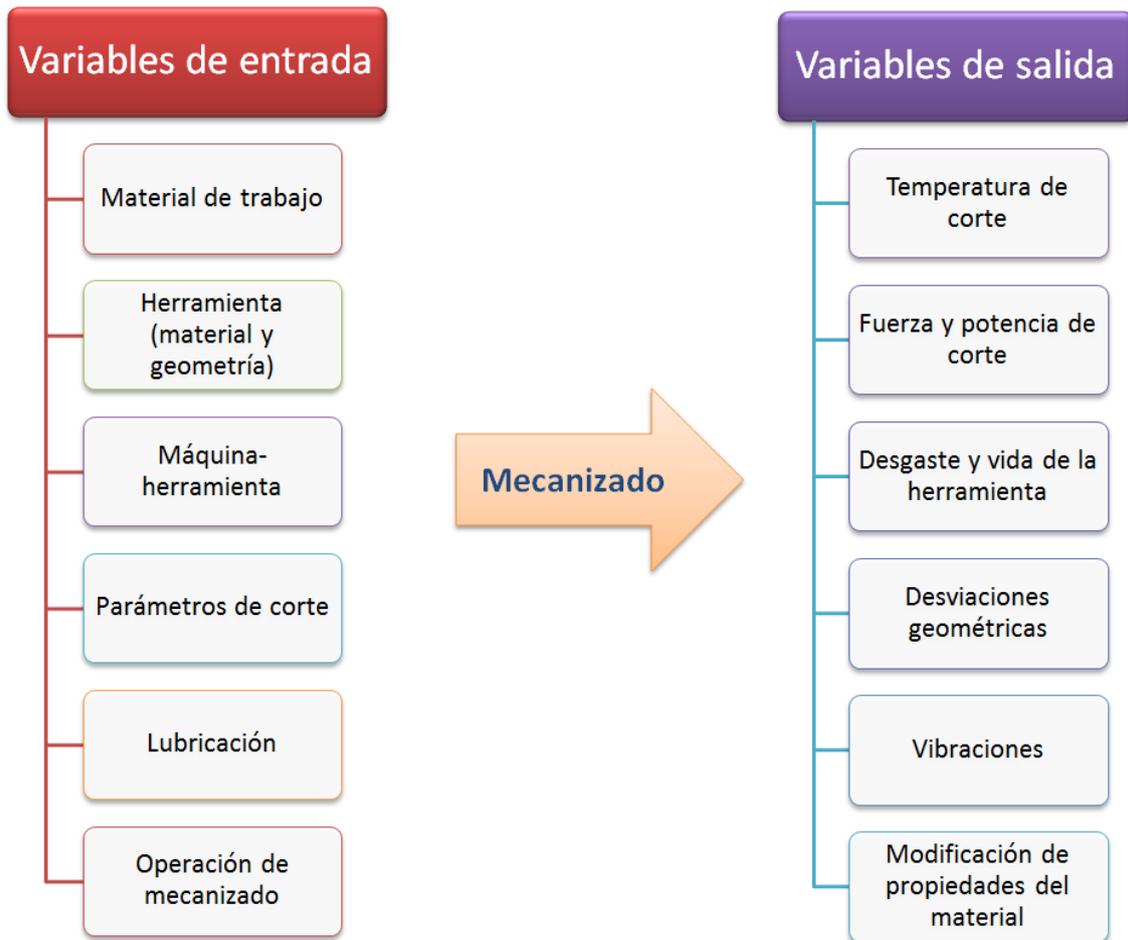


Figura 2.4. Variables de un proceso de mecanizado (adaptada de [32]).

Tabla 2.9. Variables de entrada en operaciones de torneado

Parámetros de corte o tecnológicos	Herramienta de corte	Lubricación	Material a mecanizar
Velocidad de corte (v_c)	Radio de la punta	Fluido de corte	Composición
Avance (f)	Ángulo de desprendimiento	Seco	Ductilidad-fragilidad
Profundidad de corte (a_p)	Ángulo de incidencia	MQL	Conductividad térmica
	Rompevirutas	Criogénico	Dureza superficial
	Ángulo de posición del filo principal	Aire	Tratamiento térmico
	Material de la herramienta	CO ₂	Microestructura
	Recubrimiento	(entre otras)	(entre otras)
	(entre otras)		

El estudio de las herramientas de corte vendrá asociado también a aspectos económicos, debido a un rápido deterioro o capacidad de corte, lo que requerirá su pronta sustitución. Pero además, su estudio también tendrá interés en cuanto al comportamiento térmico del proceso o de esfuerzos que son necesarios aplicar para producir el corte [54–56].

En la actualidad, por motivos medioambientales, la tendencia actual es mecanizar las aleaciones de aluminio de uso aeronáutico haciendo uso de técnicas como el uso mínima cantidad de lubricante (Minimum Quantity Lubricant, MQL), o bien en seco. Sin embargo, la ausencia total de fluidos de corte (mecanizado en seco) genera condiciones más severas en el mecanizado, afectando especialmente a la capacidad de corte de la herramienta y a las propiedades del material una vez está mecanizado, motivo por el que, en la actualidad, se está prestando atención a sistemas de lubricación “respetuosos con el medioambiente” como el criogénico, por CO₂ o por inyección de aire a alta presión (High Pressure Air Jet, HPAJ) además de MQL o seco, ya comentados [57,58].

La diversidad de materiales existentes directamente en la naturaleza, así como la capacidad de combinarlos para generar nuevas tipologías de materiales, hacen que sea necesario un estudio completo de sus características, una vez han sido conformados, teniendo como principal objetivo que cumpla las condiciones necesarias para su funcionalidad. En el caso de mecanizado, el material puede considerarse tanto una de las variables de entrada, en relación a su capacidad de ser mecanizado (maquinabilidad), como una variable de salida, analizando sus propiedades para que sean adecuadas al uso al que se destina [32,59].

Desde este punto de vista, la maquinabilidad del material es uno de los aspectos a considerar para la mejora del rendimiento de un proceso de mecanizado [54,60]. El estudio de la maquinabilidad de un material se puede realizar atendiendo a 5 criterios, asociados a variables de salida del proceso de mecanizado [32,46]:

- Morfología de la viruta
- Fuerzas de corte
- Temperatura de corte
- Desgaste y vida de la herramienta
- Acabado superficial

Por lo tanto, una vez evaluados los principales aspectos relacionados con el conjunto de variables asociadas a las operaciones de mecanizado, particularizadas en las operaciones de torneado, a continuación, se realizará un análisis del mecanizado de las aleaciones de aluminio desde el punto de vista de su maquinabilidad.

2.3.2. Maquinabilidad de aleaciones de aluminio

Las aleaciones de aluminio están enmarcadas dentro del conjunto de materiales que presentan una excelente maquinabilidad, siendo su capacidad de mecanizado superior a la del acero e incluso a otro tipo de aleaciones ligeras, como las aleaciones de titanio o níquel, ya que se requieren menores fuerzas de corte [32].

A pesar de su excelente capacidad para ser mecanizadas, se siguen realizando estudios encaminados a mejorar el rendimiento de la operación, estando principalmente basados en los 5 criterios de maquinabilidad comentados con anterioridad (morfología de la viruta, fuerzas de corte, temperatura de corte, desgaste y vida de la herramienta y acabado superficial).

La **morfología de la viruta** es una característica del mecanizado que afecta de una manera importante a la estabilidad del proceso, al desgaste de la herramienta y al acabado superficial, además de influir en otros aspectos de interés como puede ser la propia seguridad del operario durante la ejecución del proceso de corte o bien la facilidad con la que, a posteriori, podría reciclarse la viruta generada [61–64].

Esta morfología depende directamente de los parámetros de corte, de la geometría de la herramienta y de las propiedades físico-químicas que presenta el material de partida [65–67].

Desde la perspectiva de optimizar el proceso de mecanizado, se pretende buscar condiciones de mecanizado que permitan generar viruta que pueda ser evacuada del proceso de corte de forma rápida y controlada [6]. Sin embargo, en las aleaciones de aluminio se ha observado un amplio rango de parámetros de corte, en los que la viruta se deforma plásticamente sin llegar a fragmentarse, dando origen a una viruta de tipo continua que tiende a generar nidos de viruta (Figura 2.5), pudiendo interrumpir el proceso de corte, además de afectar negativamente al acabado superficial [32].

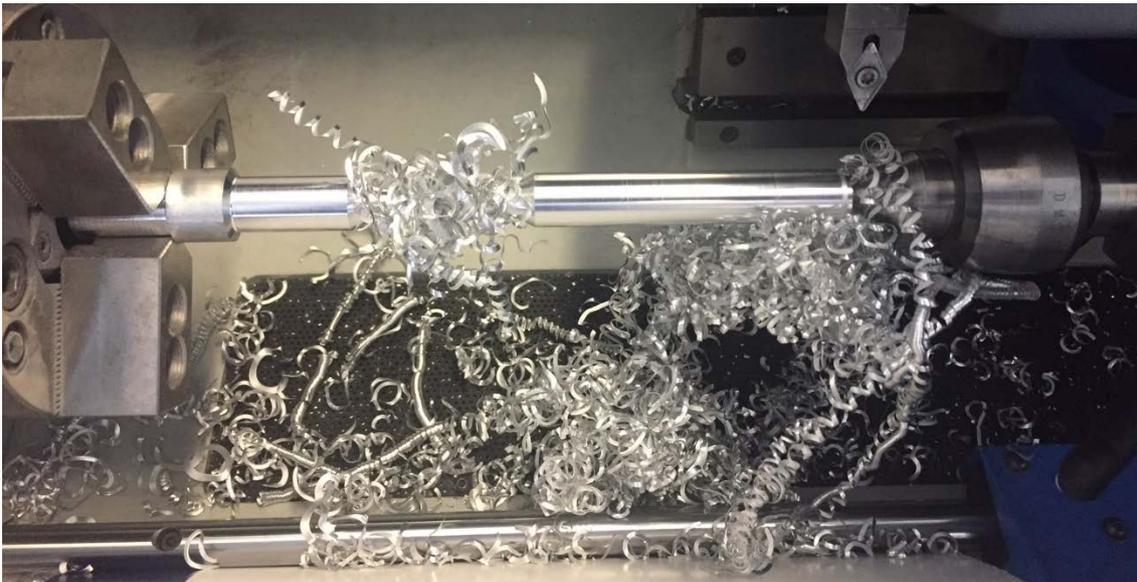


Figura 2.5. Formación de nidos de viruta durante el mecanizado

La modificación de la geometría de la herramienta y la utilización de rompevirutas han sido algunas de las propuestas establecidas para aumentar la fragmentación de la viruta durante el mecanizado. Sin embargo, en el caso de las aleaciones de aluminio de forja, desde los primeros instantes del mecanizado se produce un fenómeno de desgaste por adhesión indirecta en la cara de desprendimiento de la herramienta, lo que origina que los rompevirutas queden cubiertos de material y pierdan efectividad [32].

Por ello, la manera más efectiva de realizar un control de la morfología de la viruta generada en el corte en estas aleaciones es actuar sobre los parámetros de corte. La

utilización de valores de avance y profundidades de corte altos originarán unos esfuerzos de corte mayores, por lo que será más fácil alcanzar el límite de esfuerzo a cortante del material, tendiendo la viruta a fragmentarse. Por el contrario, incrementos en la velocidad de corte tienden a generar viruta más continua, aunque su efecto es más suave que el del avance y la profundidad de corte [66,68].

Otro aspecto a valorar son las **fuerzas de corte**, que son fundamentales a la hora de establecer las condiciones que intervienen en el proceso (máquina-herramienta, sujeciones, herramienta de corte, etc.) [69,70].

En el caso de las aleaciones de aluminio, se puede considerar, de forma general, que se precisan menores valores de fuerzas de corte para originar el mecanizado que las necesarias en otro tipo de aleaciones metálicas, lo que posibilita incrementar la cantidad de material eliminado [54,71,72].

Diferentes estudios han mostrado que un incremento de la velocidad de corte ha originado una reducción de las fuerzas de corte, tendiendo a estabilizarse generalmente para valores en torno a $v_c = 300$ m/min, empleando herramientas de acero rápido [32,73].

Por otro lado, un incremento del avance y de la profundidad de corte afectan negativamente a las fuerzas de corte, siendo f el parámetro de corte que mayor influencia tiene sobre las fuerzas de corte producidas durante el mecanizado [13,54,69,70,74].

El **desgaste de la herramienta** es otro aspecto económico de gran interés en la industria del mecanizado. El mecanizado de las aleaciones de aluminio genera el desgaste de la herramienta empleada debido a un mecanismo de adhesión indirecta de material sobre la cara de desprendimiento y el filo de la herramienta. Además, suele ir acompañada (aunque en menor medida) de desgaste por abrasión en la cara de incidencia y en zonas de la cara de desprendimiento alejadas del filo, debido a la formación de viruta continua [75].

El bajo punto de fusión de este tipo de aleaciones y las altas temperaturas asociadas al proceso de corte, originan que parte del material de la viruta se funda y se quede depositada sobre la superficie de la herramienta, formando una capa adherida (Built up layer, BUL) o bien formando filo recocado (Built up Edge, BUE), como se puede observar en la Figura 2.6. Además, el propio proceso de mecanizado genera inestabilidades que tienden a desprender parte del material previamente adherido, que arrastra también material de la herramienta, originando su desgaste [56,70,76,77].

Además, el desgaste genera una modificación de la geometría de la herramienta, por adición de material en el filo, modificando las condiciones de mecanizado, siendo el acabado superficial de las piezas mecanizadas uno de los parámetros que se ven afectados en mayor medida [78,79].

En las operaciones de mecanizado de aleaciones de aluminio aeronáutico, el desgaste de la herramienta se ve influenciado principalmente por dos motivos: las condiciones de lubricación y los parámetros de corte. Así, la reducción de la temperatura del proceso de corte con la adición de lubricantes o refrigerantes tiende a disminuir el desgaste de la herramienta, como bien es conocido en cualquier tipo de material [80–

82]. Por otro lado, los parámetros de corte también influyen en el desgaste, observándose que el incremento de los valores de velocidad de corte y de avance afectan negativamente al desgaste de la herramienta, mientras que la profundidad de corte no muestra una clara influencia [83–85]. También se observa que el uso de herramientas con recubrimiento reduce la conductividad térmica de la misma, facilitando la fusión de la matriz de aluminio, por lo que se suelen utilizar herramientas sin recubrimiento para reducir el BUL y el BUE [86–88].

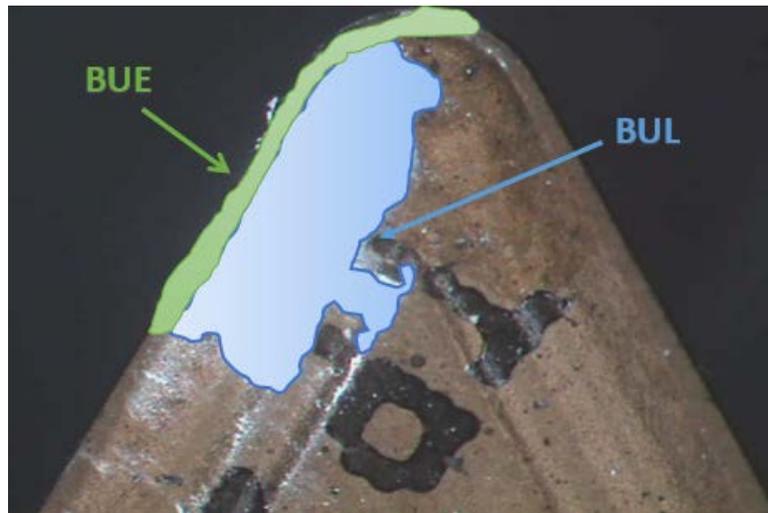


Figura 2.6. Adhesión secundaria en la cara de desprendimiento de la herramienta (BUL, BUE) (adaptada de [89])

Otro aspecto a considerar es la **temperatura de corte** originada durante el proceso de mecanizado. De forma similar a como ocurría con el desgaste de la herramienta, tanto la lubricación como los parámetros de corte son elementos fundamentales que afectan a la temperatura originada en el proceso y la forma en la que ésta es disipada.

Si bien la aplicación de lubricantes o refrigerantes reducen la temperatura de corte, dada la tendencia actual de mecanizar en seco o con mínima cantidad de lubricante (MQL), el estudio de la temperatura de corte ha cobrado mayor interés [80].

En este sentido, como se ha comentado con anterioridad, el mecanizado de las aleaciones de aluminio origina temperaturas de corte bastante elevadas, considerando la baja temperatura de fusión del material, originando el desgaste de la herramienta y generando también una modificación de la microestructura superficial de la pieza, una vez ha sido mecanizada, alterando sus propiedades físico-químicas [16].

Los parámetros de corte afectan a la forma en la que la temperatura se disipa en el proceso de corte, teniendo en cuenta que el coeficiente de disipación del calor es bastante elevado en las aleaciones de aluminio. El parámetro de mayor influencia es la velocidad de corte, de forma que a valores muy altos es tan rápida la eliminación del material que es la viruta quien disipa casi la totalidad del calor generad por el proceso de corte, no alterando significativamente las condiciones superficiales de la pieza mecanizada [90,91].

Finalmente, una de las características que más interés ha suscitado en las investigaciones está relacionada con el **acabado superficial** de las piezas mecanizadas, debido a que los procesos de fabricación requieren condiciones que aseguren que las

características funcionales de las piezas conformadas cumplen con las exigencias asociadas al uso al que se destinan [92–95]. En efecto, la industria aeronáutica y aeroespacial requiere la fabricación de piezas y componentes estructurales de una elevada calidad, puesto que esta característica puede afectar al comportamiento en su vida útil, siendo el acabado superficial un parámetro de referencia. El acabado superficial es un aspecto a tener en cuenta debido a que influirá notablemente en algunas propiedades físico-químicas del material, como ocurre en la resistencia a fatiga, además de influir en el coste de fabricación [96–98].

Tradicionalmente, el acabado superficial se ha identificado con las propiedades microgeométricas de las superficies de las piezas conformadas. Normalmente se relaciona la calidad superficial con la topografía superficial, de forma que la mayor parte de los estudios realizados sobre materiales metálicos la caracterizan a partir de la norma UNE EN-ISO 4287:1999 [99]. En este sentido, distintos autores establecen diferentes perfiles reales de las superficies mecanizadas frente a la superficie teórica (Tabla 2.10) [100–102], relacionados con lo establecido en dicha norma.

Tabla 2.10. Desviaciones del perfil real respecto del nominal

Desviaciones	Origen
<u>Primer orden</u> Desviaciones de forma	Error en la colocación de la herramienta Error en la máquina-herramienta Deformación de la pieza a mecanizar Incorrecta sujeción de la pieza Desgaste de la herramienta
<u>Segundo orden</u> Ondulaciones	Vibraciones Sujeción descentrada Forma o desviaciones de concentricidad de la herramienta o de la máquina-herramienta
<u>Tercer orden</u> Ondulaciones de tipo periódico	Condiciones del filo de corte Velocidad de avance Profundidad de corte
<u>Cuarto orden</u> Fracturas o deterioro	Proceso de formación de la viruta Recuperación elástica del material tras el paso de la herramienta Deformaciones plásticas Material depositado sobre la herramienta (BUL, BUE)
<u>Quinto orden</u>	Fenómenos de recristalización Proceso de corrosión Alteraciones superficiales por reacciones químicas
<u>Sexto orden</u>	Estructura del material de la pieza

De esta forma, durante el mecanizado se producen diferentes alteraciones de las propiedades en la superficie mecanizada que influyen notablemente en la funcionalidad de la pieza. Estas alteraciones dependen de las características del material a mecanizar, en función de las propiedades de la pieza, por lo que, de forma general, para determinar el acabado superficial se evalúan, principalmente, la topografía superficial y las desviaciones de forma, dejando al margen el resto de propiedades que caracterizan al material [103–105].

Estas modificaciones de la superficie de las piezas mecanizadas son debidas a los factores que actúan durante el proceso (Figura 2.7), lo que dificulta su estudio, al intervenir gran número de variables.

Los factores que presentan mayor repercusión en la superficie de las piezas mecanizadas son los siguientes [32]:

- Errores de montaje y posicionamiento de la herramienta
- Variación periódica de la rigidez del sistema pieza-herramienta, máquina-herramienta
- Desgaste de la herramienta
- Aparición del filo recrecido
- Falta de uniformidad en las condiciones de corte durante el mecanizado (velocidad de corte, avance y profundidad de corte)



Figura 2.7. Factores del mecanizado que afectan al acabado superficial (adaptada de [32])

Como se ha comentado hasta ahora, el acabado superficial se ha venido relacionando con las características geométricas (topográficas) que adquiere un material una vez conformado, sin embargo, una operación de mecanizado no solo altera las características de carácter geométrico, sino que también afecta a otro conjunto de propiedades del material (Dureza superficial, microestructura, comportamiento a fatiga, etc.). Es por ello que se requiere de un concepto más global, en el que puedan

integrarse todas las alteraciones que sufre el material debido al propio proceso, estableciéndose para ello el concepto de Integridad Superficial.

2.4. Concepto de Integridad Superficial

Las condiciones de corte, en una operación de mecanizado sobre una pieza, no influyen únicamente sobre la precisión dimensional de la superficie mecanizada, sino también sobre sus propiedades físicas y químicas. Mientras que el acabado superficial describe las características geométricas, la Integridad Superficial incluye otras propiedades no relacionadas directamente con la geometría, tales como la vida a fatiga, la dureza superficial, la resistencia a la corrosión, aparición de tensiones residuales, etc. [20].

Las modificaciones de las propiedades afectan a la superficie de la pieza mecanizada, sin que ello afecte, sin embargo, al núcleo de la pieza. Esto es debido a los siguientes aspectos [106]:

- Variaciones energéticas originadas durante el proceso de mecanizado.
- Combinación de efectos de tipo mecánico, térmico, eléctrico, físico y químico, sobre la superficie durante los procesos de mecanizado.
- Acciones cíclicas o continuas de tipo térmico, mecánico, físicas o químicas a las que se encuentra sometida la pieza durante la vida útil.

Como resultado del proceso de mecanizado, las capas superficiales sufren cambios en su microestructura, en sus propiedades mecánicas, tensiones residuales y composición química, entre otras [107,108].

Además, ha de tenerse en cuenta que las superficies presentan un conjunto de interrupciones de continuidad macro y microgeométricas [109,110], debido a la aparición de grietas, porosidades, modificaciones en la estructura de grano, o bien por la aparición de inclusiones.

En la Figura 2.8 se representan los diferentes factores que pueden caracterizar la superficie de un material sólido, en la cual se pueden identificar los siguientes elementos:

- g = espesor de la capa superficial
- s = estructura de la capa superficial
- u = fortalecimiento de la zona media
- σ = tensiones residuales en la capa superficial
- S_f = fallos en la capa superficial
 - 1 = microfractura
 - 2 = fisura
 - 3 = microcontracciones
 - 4 = porosidad
 - 5 = huecos

- 6 = inclusiones

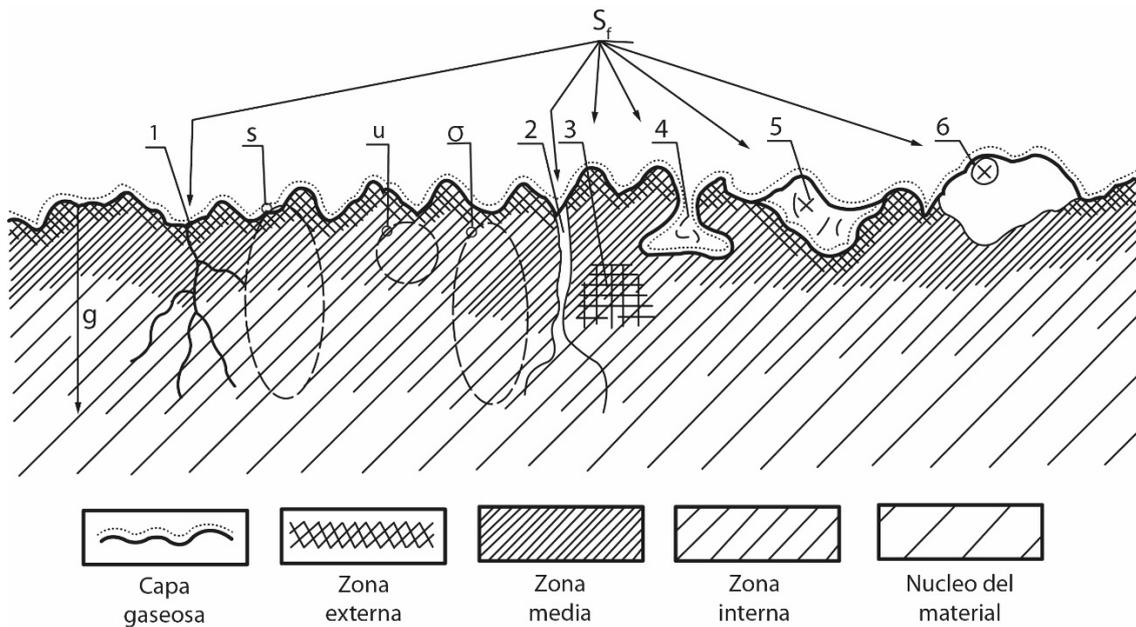


Figura 2.8. Caracterización de la superficie (adaptada de [111])

La capa superficial de metal o aleación es deformada por el proceso de conformación, físicamente (por calor, fuerzas, difusión o por inclusiones), químicamente (por oxidación) y estructuralmente, modificando su estructura de grano (Figura 2.9). Esta deformación conlleva la aparición de tres capas diferentes [112]:

1. **Capa externa**, con un espesor comprendido entre 0.001 a 0.02 μm , generada por partículas procedentes del material de la herramienta, residuos de refrigerante o lubricante, suciedad, etc., mezcladas con micropartículas del material mecanizado.
2. **Capa intermedia**, con espesores comprendidos entre 0.5 y 500 μm , que presentan granos fuertemente deformados. Su estructura tendrá gran influencia en las propiedades de la pieza mecanizada.
3. **Capa interna**, que presenta granos que no se deformaron permanentemente, pero que tienen una apariencia visiblemente diferente a la que presenta la estructura del núcleo, debido principalmente a la aparición de tensiones superficiales o de endurecimiento por deformación.

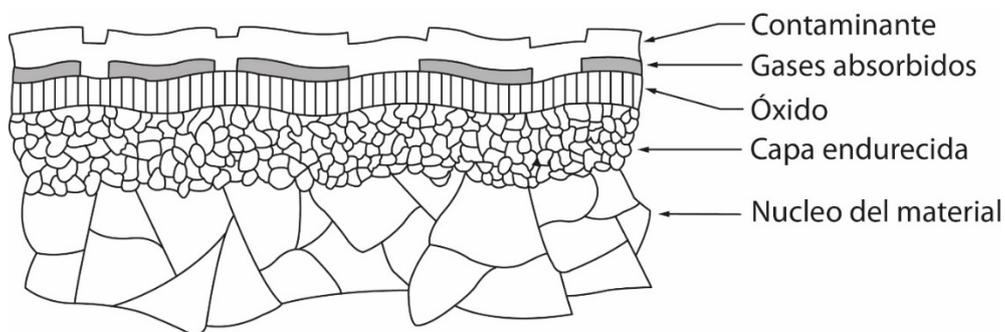


Figura 2.9. Sección transversal de la estructura superficial de los metales (adaptada de [112])

Según Kalpajkian et al. [20], el acabado superficial describe las características geométricas de la pieza mecanizada, mientras que la Integridad Superficial incluye a las modificaciones de las propiedades en la superficie mecanizada. Los factores que influyen en la Integridad Superficial son:

- La temperatura generada durante el proceso de mecanizado.
- Las tensiones residuales.
- Transformaciones metalúrgicas (Fase).
- Las deformaciones plásticas superficiales, desgarros y apariciones de grieta.

La Integridad Superficial afecta a propiedades como la vida a fatiga y la resistencia a la corrosión, las cuales se encuentran fuertemente influenciadas por el tipo de superficie generada.

Diferentes son las definiciones que se han establecido para Integridad Superficial. La primera fue aportada por J.F. Khales et al. [9], quienes la definen así como:

“La Integridad Superficial es un concepto que trata sobre la descripción y el control de las numerosas alteraciones producidas en las capas superficiales durante el conformado, incluyendo su efecto en el rendimiento de los componentes en servicio. Más precisamente, la Integridad Superficial se ha definido como el estado de la superficie no dañada o mejorada desarrollada en un componente mediante procesos de fabricación controlados”.

J. F. Khales, M. Field et al. [113] establecen un conjunto de ensayos para evaluar la Integridad Superficial (Tabla 2.11):

Tabla 2.11. Conjunto de Datos para la evaluación de la Integridad Superficial (IS) [114]

Conjunto mínimo de datos	Conjunto de datos Estándar	Conjunto extendido de datos
Acabado Superficial	Conjunto mínimo de datos	Conjunto de datos estándar
Macroestructura (10X o menos)	Ensayos a fatiga	Otros ensayos mecánicos
Macrogrietas	Ensayos de corrosión bajo tensión	Ensayos a tracción
Macroincisiones	Tensiones residuales	Evaluación de fluencia
Microestructura		Tensión de rotura
Microgrietas		Ensayos a escala real
Deformación plástica		Otros ensayos específicos.
Transformaciones de fase		
Ataque intergranular		
Picaduras, Rasgados		
Filo recrecido (BUE)		
Capa de material fundido		
Ataque químico selectivo		
Microdureza		

Griffiths [115] indica que la Integridad Superficial se entiende como “*el valor topográfico, mecánico, químico y metalúrgico de una superficie fabricada y su relación con el rendimiento funcional*”.

Expone que, en todos los casos, tras el mecanizado siempre aparece una modificación debido a causas de tipo químico, ya que todas las superficies se encuentran afectadas por el entorno en el que se encuentran, por mecanismos de adsorción, corrosión, etc.

Además de en la superficie, establece que también se originan modificaciones en la sub-superficie, las cuales dependerán del mecanismo que las genere: capa afectada químicamente, capa afectada mecánicamente, capa afectada térmicamente y capa afectada por los esfuerzos generados.

Por lo tanto, Griffiths introduce el elemento diferenciador entre dos zonas afectadas por el proceso de conformado: la superficie y la sub-superficie.

La Integridad Superficial puede agruparse en seis grupos de factores clave: visual, dimensional, tensiones residuales, tribológicos, metalúrgicos y otros factores (Figura 2.10).

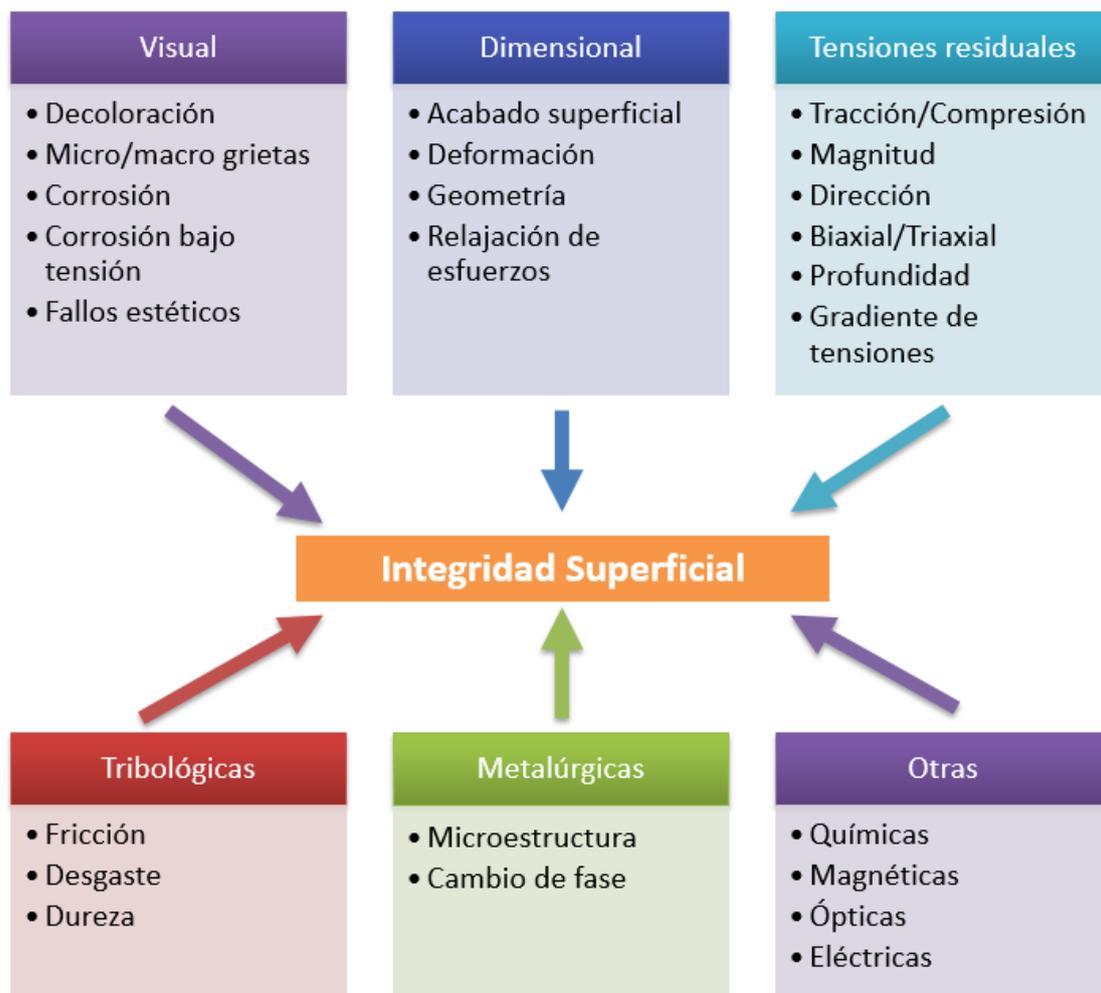


Figura 2.10. Factores Clave que definen la Integridad Superficial [47]

V. P. Astakhov establece una nueva definición de la Integridad Superficial en [116]:

“La Integridad Superficial en un sentido ingenieril puede definirse como un conjunto de diversas propiedades (tanto superficial como en profundidad) de una superficie de ingeniería que afectan al rendimiento de esta superficie en servicio. Estas propiedades incluyen principalmente el acabado superficial, la textura y el perfil; la corrosión-fatiga y resistencia al desgaste; propiedades de adhesión y de difusión. Cuando corresponda a otras propiedades del servicio, tales como, por ejemplo, propiedades ópticas, capacidad de absorción, adsorción, capacidad de unión, emisividad, planitud, resistencia a la fricción, resistencia a las manchas, temperatura de la superficie, la tensión superficial, la emisividad térmica, capacidad de lavado, humectabilidad, propiedades biológicas y química, también han de ser consideradas”.

En este caso, Astakhov propone la siguiente serie de datos a conocer para el control de la Integridad Superficial:

- Parámetros Geométricos: textura, acabado superficial, etc.
- Parámetros Físicos: microdureza, tensiones residuales, microestructura, etc.
- Parámetros Químicos: afinidad a la oxidación, adsorción, polarización superficial, etc.
- Parámetros Biológicos: proliferación celular, fijación celular, etc.

Añadiendo en este caso la evaluación de parámetros biológicos, pudiendo ir asociada a la aparición de distintas técnicas de evaluación o inspección superficial, así como de las posibles aplicaciones de los elementos mecanizados.

A. Gómez-Parra [46] establece una definición de Integridad Superficial considerando la superficie como un todo, y no solo desde un punto de vista Microgeométrico o de propiedades Físico-químicas de un determinado punto de la superficie, definiéndola como:

“El conjunto de propiedades que exhibe la superficie de un material mediante cualquier proceso de conformado y que son adquiridas y/o modificadas durante la realización del mismo”.

Con esta definición se explica que cualquier defecto de tipo Macrogeométrico puede afectar a los posibles defectos de tipo Microgeométrico o Físico-químico. Indica, además, que las propiedades superficiales de las piezas conformadas se pueden analizar desde tres puntos de vista no aislados entre sí:

- Propiedades Macrogeométricas
- Propiedades Microgeométricas
- Propiedades Físico-químicas

Por tanto, considera que la Integridad Superficial no debe evaluarse únicamente desde las variables de entrada consideradas en las operaciones de conformado, sino que las variables de salida (propiedades macrogeométricas, microgeométricas y físico-químicas) también pueden influir en el resto de variables de salida.

A. Gómez Parra establece en [46] diferentes niveles para la evaluación de la Integridad Superficial, que se muestran en la Tabla 2.12:

Tabla 2.12. Niveles para la evaluación de la Integridad Superficial

Propiedades Macrogeométricas	Propiedades Microgeométricas	Propiedades Físico-químicas
Redondez	Rugosidad	Microdureza
Rectitud	Microgrietas	Deformaciones plásticas
Oscilación radial	Macrogrietas	Resistencia a la corrosión
Oscilación total	Ondulación superficial	Resistencia a la tracción
Concentricidad	Partículas adheridas	Resistencia a la fatiga
Cilindricidad	Desgarros superficiales	Transformaciones de fase
(Entre otras)	(Entre otras)	(Entre otras)

En el desarrollo de la Tesis Doctoral, se evaluará la Integridad Superficial a partir de las propiedades macrogeométricas, microgeométricas y físico-químicas propuestas por A. Gomez-Parra, de forma que se identifique la influencia de algunas propiedades sobre otras (variables de salida), además de la influencia de las condiciones establecidas en el proceso de conformado (variables de entrada).

2.5. Influencia del mecanizado sobre la Integridad Superficial en aleaciones de aluminio de uso aeronáutico

Como se ha comentado en el apartado anterior, los procesos de mecanizado producen una modificación de la superficie de la pieza por cambios geométricos, cambios en las propiedades metalúrgicas y en las propiedades mecánicas de la pieza mecanizada [117]. En este sentido, las condiciones finales de la superficie mecanizada dependerán de muchos factores que están interrelacionados entre sí y que afectan al rendimiento funcional de la pieza.

Griffits [115] establece cinco mecanismos que forman parte del proceso de mecanizado: químicos, mecánicos, mecánico-térmicos, termo-mecánicos y térmicos. En todo proceso de mecanizado aparecen algunos de estos mecanismos, que generarán un tipo de superficie característico (modificando la Integridad Superficial), las cuales dependerán de las condiciones aplicadas en el proceso [118–120].

Las investigaciones sobre operaciones de mecanizado que afectan a la integridad de las piezas, habitualmente están orientadas al análisis de la influencia de variables de entrada del mecanizado, como pueden ser los parámetros de corte, las características de la herramienta de corte utilizada, o bien por las condiciones de lubricación o refrigeración, independientemente del material que se vaya a mecanizar [121–124].

De este modo, se analizará cómo el proceso de mecanizado puede afectar a las propiedades definidas anteriormente de la Integridad Superficial (propiedades microgeométricas, macrogeométricas y físico-químicas) en piezas mecanizadas. Para ello, a continuación, se evaluarán diferentes estudios realizados sobre procesos de mecanizado de aleaciones de aluminio de uso aeronáutico, principalmente, aquellos

en los que se haya observado una modificación de las diferentes propiedades que afectan a la Integridad Superficial.

2.5.1. Efecto del mecanizado en las propiedades microgeométricas en aleaciones de aluminio de uso aeronáutico

El principal elemento de estudio dentro de las propiedades microgeométricas es el perfil de rugosidad de las piezas mecanizadas, siendo un elemento muy estudiado por diferentes autores [125–128].

Las principales variables del proceso de mecanizado que afectan a estas desviaciones microgeométricas quedan recogidas en la Tabla 2.13. Las condiciones en las que se realizan las operaciones de mecanizado (parámetros de corte, lubricación, geometría de la herramienta y de la operación, etc.), así como el desgaste de la herramienta, son las variables más estudiadas como elementos que afectan directamente a la rugosidad superficial [129–132].

Tabla 2.13. Factores de influencia sobre la rugosidad superficial de piezas torneadas. Adaptada de [102]

Factores	Parámetros	Parámetros específicos
Propiedades de mecanizado	Propiedades cinemáticas	Velocidad de avance
		Velocidad de corte
		Profundidad de corte
	Propiedades dinámicas	Aceleración
		Frecuencia de vibración
Herramienta de corte	Tipo de material	Material de la herramienta
	Parámetros geométricos	Ángulo de la herramienta
	Desgaste	BUL, BUE
Material a tornear	Propiedades mecánicas	Dureza de la pieza
		Módulo elástico
	Propiedades metalúrgicas	Tamaño de grano, orientación, inclusiones, etc.
Ambiente	Factores del proceso	Refrigerante
	Otros factores	Temperatura, humedad

Existen numerosos estudios en la bibliografía orientados al análisis la influencia de los parámetros de corte sobre la rugosidad superficial (en el mecanizado en seco de este tipo de aleaciones), siendo caracterizada habitualmente a través de la rugosidad media aritmética, *Ra*.

Sivasankaran et al. [133] estudian la influencia de la adición de grafito a la aleación de aluminio UNS A97075 en diferentes operaciones de torneado. En su trabajo utilizan diferentes velocidades de corte (entre 125 y 200 m/min), diferentes avances (0.075, 0.150 y 0.225 mm/r), así como tres valores de profundidad de corte (0.5, 1.0 y 1.5 mm), además de trabajar con dos radios de punta de herramienta (0.4 y 0.8 mm). Realizan operaciones de torneado sobre muestras de la aleación de aluminio y otras dos muestras con adición de grafito AA 7075-3%ZrB₂ y AA 7075-3%ZrB₂-1%Gr. De los resultados obtenidos se observa que un incremento de la velocidad de corte genera, en todas las muestras ensayadas, una reducción de Ra , mientras que el incremento del avance y de la profundidad de corte aumentan el valor de Ra . Valores mayores del radio de la herramienta reducen, en todas las muestras, el valor de Ra . Considerando la composición de las muestras, la aleación de aluminio sin adición de grafito ha presentado mejores resultados de rugosidad superficial.

M.A. Sebastián et al. [134] establecen modelos paramétricos para predecir la rugosidad superficial media aritmética (Ra) en operaciones de torneado de la aleación UNS A92024. Para ello, realizan diferentes operaciones de torneado a diferentes velocidades de corte y avances, permitiendo establecer modelos matemáticos de tipo potencial $Ra(v_c, f)$ en los un incremento en el avance, afecta negativamente sobre la rugosidad superficial, aumentando su valor. Además el avance es el parámetro de corte de mayor influencia

Por otro lado, B. Sánchez [44] realiza estudios de rugosidad de operaciones de torneado en seco de la aleación UNS A92030-T4. En este caso utiliza profundidades de corte altas (3 mm), propias de operaciones de desbaste, velocidades de corte comprendidas entre 62 y 92 m/min y avances de 0.10 y 0.18 mm/r. El incremento de la profundidad de corte genera un importante aumento en Ra , en comparación con aleaciones de aluminio similares, por lo que la profundidad de corte es un parámetro que también genera influencia en la rugosidad superficial.

Considerando la profundidad de corte, Sanchez Carrilero et al. en [135] se estudia la influencia de los parámetros de corte en operaciones de mecanizado en seco de aleaciones de aluminio-cobre, llegando a la conclusión de que, a profundidades de corte suficientemente grandes, la rugosidad superficial es proporcional al avance, obteniendo rugosidades periódicas, en las que la longitud de onda es el propio avance.

De forma similar, Sánchez Carrilero et al. [136] realizan operaciones de torneado en seco de la aleación de aluminio cobre UNS A92024-T351, usando velocidades de corte entre 43 y 170 m/min, avances entre 0.05 y 0.30 mm/r y una profundidad de corte de 2 mm. En su estudio, evalúan el valor de Ra , llegando a conclusiones similares a [32,134,135] en cuanto a la influencia de las condiciones de corte en la rugosidad superficial, siendo el avance el parámetro de mayor influencia.

M.A. Sebastián et al. [45] realizan también operaciones de torneado en la aleación de aluminio-cobre UNS A92024-T351, con unas condiciones de corte similares a [136], evaluando el valor de Ra y considerando también resultados de la máxima altura del perfil de rugosidad (Rz). De forma similar a lo que ocurre con Ra , el valor de Rz se encuentra más influenciado por la velocidad de avance que por la velocidad de corte, siendo la influencia de esta última prácticamente despreciable. Además, se establecen modelos paramétricos potenciales para Ra y Rz , observándose que un aumento de la

velocidad de corte genera una mejora en la rugosidad superficial de las piezas mecanizadas (Ra y Rz).

En otro caso, Rashad y El-Hossainy [137] realizan un estudio sobre la influencia de los parámetros de corte sobre Ra en operaciones de torneado en seco de la aleación UNS A97116. El ensayo lo llevan a cabo con diferentes probetas de la aleación, sometidas a distintos tratamientos térmicos y con condiciones de corte similares a los estudios presentados con anterioridad. En este caso se observa que el parámetro de mayor influencia en Ra es el avance, de manera que un incremento del avance aumenta la rugosidad superficial de la pieza mecanizada. Algo similar ocurre con la profundidad de corte, aunque su influencia es menor que en el caso del avance. En cuanto a la velocidad de corte, su aumento genera una mejora en el valor de Ra . En cuanto al efecto del tratamiento térmico, se observa que, en las probetas sin este tratamiento, el proceso de mecanizado genera peores condiciones superficiales, en cuanto a rugosidad superficial, que aquellas muestras a las que se les ha aplicado un tratamiento térmico previo al mecanizado.

F. J. Trujillo [32] realiza un estudio sobre la sobre la Rugosidad superficial de la aleación de aluminio UNS A97075-T6. Realiza diferentes operaciones de torneado en seco, de corta duración, a diferentes valores de velocidad de corte (40, 80, 170, 200 m/min), avances (0.05, 0.10, 0.20 y 0.30 mm/r) y profundidades de corte (0.5, 1.0 y 2.0 mm). A partir de los resultados experimentales, establece distintos modelos paramétricos de tipo potencial, en los que relaciona el valor de Ra con v_c , f y a_p , concluyendo que los tres parámetros de corte afectan a la rugosidad superficial, de forma que un aumento del valor de las condiciones de corte genera un peor acabado superficial (aumento de Ra), siendo la velocidad de avance el parámetro de mayor influencia, seguido de la velocidad de corte y de la profundidad de corte.

De forma similar, realiza operaciones de torneado con una longitud axial de mecanizado constante de 150 mm, con los valores de los parámetros de v_c y f estudiados con anterioridad, fijando la profundidad de corte a 1 mm. En estos ensayos observa que, de forma general, el valor de Ra muestra una tendencia a decrecer conforme se mecaniza la pieza, siendo más significativa esta tendencia a bajos valores de avance, relacionando este descenso con el desgaste sufrido por la herramienta (BUL y BUE) durante el mecanizado.

Previamente, M. Marcos et al. [138] realizaron un estudio similar con la aleación de aluminio UNS A97050, alcanzando una conclusión similar, observando que se reducía la Ra de la probeta mecanizada conforme aumentaba la longitud de mecanizado, siendo v_c y f los parámetros de mayor influencia, debido a la adhesión de material en la cara de desprendimiento de la herramienta (BUL).

La reducción de la rugosidad superficial en función de la velocidad de corte, en ensayos de larga duración y a valores altos de avance, es explicada por diferentes autores a partir del desgaste de la herramienta durante el proceso de mecanizado. En este tipo de aleaciones, ese desgaste se debe principalmente a un fenómeno de adhesión secundaria (BUL) en la cara de desprendimiento de la herramienta [139,140]. Una vez formado el BUL, el filo de la herramienta modifica su geometría, facilitando la aparición de filo recrecido (BUE). Este filo recrecido aumenta conforme progresa la operación de mecanizado, alcanzando un valor crítico que, por acción mecánica,

extiende el material a la cara de desprendimiento de la herramienta, aumentando el BUL. Bajo esta consideración, Marcos et al. [139] indican que la adhesión secundaria es responsable en la rugosidad de las piezas mecanizadas, pero el responsable de la reducción del valor de Ra es el BUE, ya que conforme aumenta el espesor del BUE, el ángulo posición del filo disminuye.

En cuanto a los diferentes estudios evaluados, los autores coinciden en que la velocidad de avance es el parámetro de mayor influencia. En todos los casos, el aumento de su valor afecta negativamente a las condiciones de rugosidad superficial de la pieza mecanizada. Similar efecto se observa en los estudios con respecto a la profundidad de corte, aunque el número de éstos no puede considerarse suficiente como para alcanzar conclusiones definitivas sobre su influencia. Sin embargo, la influencia de la velocidad de corte en Ra muestra diferentes resultados, ya que el aumento de dicho parámetro en los ensayos muestran un incremento de la rugosidad superficial en unos casos [32,138] mientras que otros ensayos [133,136,137] muestran una reducción de Ra .

2.5.2. Efecto del mecanizado sobre las propiedades macrogeométricas en aleaciones de aluminio de uso aeronáutico

En las piezas mecanizadas, el acabado superficial se ha relacionado, de forma tradicional, únicamente con las propiedades microgeométricas, evaluando parámetros como la rugosidad superficial, sin que se haya dado, hasta ahora, gran importancia a las propiedades macrogeométricas. Sin embargo, en la evaluación de las condiciones superficiales también deben considerarse las propiedades macrogeométricas y las físico-químicas [139]. Además, hay que tener en cuenta que las propiedades macrogeométricas pueden afectar negativamente al comportamiento mecánico del material, o bien aumentar la aparición de defectos microgeométricos o físico-químicos, y viceversa [141–143]. Por lo tanto, estas tres propiedades de la integridad superficial no deben considerarse aisladas, sino que están relacionadas entre sí.

Las propiedades macrogeométricas juegan un papel fundamental en el las propiedades mecánicas, como ocurre en el comportamiento a fatiga [144]. En este sentido, las normas de ensayos a fatiga de materiales metálicos establecen unos requisitos de tolerancias de estas desviaciones geométricas [145].

A pesar de su importancia, son escasas las investigaciones en las que se ha conseguido establecer una relación entre las condiciones de corte y la evolución de las desviaciones macrogeométricas para aleaciones ligeras.

M. Marcos et al. en [146] realizan un estudio sobre la influencia de los parámetros de corte en la redondez de piezas torneadas en seco en la aleación UNS A92024. Para ello varían el avance (0.05-0.30 mm/r) y la velocidad de corte (43-170 m/min) con una profundidad de corte de 2 mm. A partir de los resultados experimentales, observan que un aumento de la velocidad de corte y una reducción del avance generan una reducción de la precisión en la desviación de redondez.

Sánchez-Sola et. al. en [147] amplía los estudios realizados por M. Marcos en [146], analizando además valores de paralelismo y rectitud sobre piezas torneadas en seco de la aleación UNS A92024. Los resultados obtenidos con mayores desviaciones geométricas ocurrieron con altos valores de avance y bajos valores de velocidad de

corte, mientras que, en los resultados de redondez, indica que los valores tienden a incrementarse con el avance, independientemente de la velocidad de corte, sobre la cual no encuentra una tendencia clara en su influencia sobre la desviación de redondez. Además, por un lado, Sanchez Sola et. al. Indican que las desviaciones de rectitud y de paralelismo se mide a lo largo de toda la pieza mecanizada, viéndose influenciada por el perfil de rugosidad, la formación de viruta, la aparición de filo recrecido en la herramienta (BUE), y, por lo tanto, por los parámetros de corte. Sin embargo, la desviaciones de redondez se obtienen a partir de medidas realizadas en una sección de la muestra, por lo que esta desviación se verá influenciada en menor medida por los parámetros de corte.

Además, Sánchez-Sola en [147] y M. Marcos en [146] establecen un modelo matemático a partir de una función de tipo exponencial en la que relacionan los defectos de forma con los parámetros de corte, en particular la velocidad de corte y el avance, para la aleación de Al-Cu UNS A92024. Estos modelos muestran un buen ajuste con los resultados experimentales anteriormente comentados, a altos valores de avance y bajos valores de velocidad de corte.

A. Gomez-Parra [46] estudia la desviación de redondez y rectitud en operaciones de torneado en seco y con fluido de corte de la aleación de Al-Zn UNS A92024, variando la velocidad de corte (40-100 m/min) y el avance (0.03-0.20 mm/r). Observa que, para dicha aleación, las operaciones con fluido de corte reducen el valor de las desviaciones de forma generadas en la operación de mecanizado. Además, concluye que ambas desviaciones de forma se ven incrementadas con el aumento de los valores de la velocidad de corte y del avance.

F.J. Trujillo et al. [68] analiza la influencia de los parámetros de corte ($v_c = 40-200$ m/min; $f = 0.05-0.20$ mm/r) sobre la redondez, oscilación radial, paralelismo y rectitud de piezas cilíndricas (150 mm de longitud y 30-60 mm de diámetro) torneadas en seco de la aleación de aluminio UNS A97075. La profundidad de corte se ha mantenido constante ($a_p = 1$ mm). Estas desviaciones macrogeométricas mostraron una baja sensibilidad al cambio con los parámetros de corte, a pesar de la fuerte dependencia de del avance sobre las desviaciones microgeométricas analizadas. Sin embargo, la velocidad de corte ha mostrado una mayor influencia en las desviaciones de rectitud y paralelismo, mientras que el avance mostraba una mayor influencia sobre las desviaciones de redondez y de oscilación radial. Estos resultados se explican de del mismo modo que fueron justificados por Sanchez Sola et. al. en [147]. Además, propone diferentes modelos paramétricos de tipo exponencial de cada una de las desviaciones geométricas analizadas en función de los parámetros de corte. Los modelos de paralelismo y rectitud obtenidos, muestran un buen ajuste para balos valores de velocidad de corte, mientras que las desviaciones de redondez y oscilación radial, se obtiene un buen ajuste para todos los valores de velocidad de corte analizados. Finalmente, Trujillo et. al. resalta que estos modelos deberían evaluare bajo diferentes condiciones (rango de parámetros de corte, geometría de la probeta) para poder establecer modelos generales de las diferentes desviaciones geométricas.

En la actualidad, todas las investigaciones relacionadas con las desviaciones de forma, y referidas hasta ahora, concluyen que los parámetros de corte afectan al acabado superficial. En todas ellas se ha tenido en consideración la variación de la velocidad de avance y la velocidad de corte, sin que se hayan evaluado otros aspectos que forman parte del proceso de mecanizado, como pueden ser el radio de la herramienta utilizado, la geometría de la probeta, la profundidad de corte o incluso el efecto del desgaste en la herramienta de corte sobre las desviaciones geométrica. Tampoco se han realizado estudios que permitan relacionar cómo afectan las desviaciones de forma en el resto de propiedades consideradas para la Integridad Superficial, afectando igualmente al rendimiento funcional de la pieza conformada.

Por tanto, se considera necesario realizar un mayor número de estudios que permitan relacionar las variables de entrada consideradas en las operaciones de conformado por arranque de viruta con el resto de propiedades que afectan a la Integridad Superficial, dada la importancia de las desviaciones de forma en la funcionalidad de las piezas mecanizadas.

2.5.3. Efecto del mecanizado sobre las propiedades físico-químicas en aleaciones de aluminio de uso aeronáutico

A pesar de la importancia que tienen las propiedades mecánicas en la funcionalidad de elementos estructurales para aeronaves, el estudio de la influencia de los parámetros de corte sobre dichas propiedades está poco estudiado, en comparación con los aspectos de la calidad relacionados con la geometría, sobre todo si se particulariza para el mecanizado en seco de la aleación UNS A97075.

En los últimos años, sin embargo, ha crecido la importancia del estudio, no solo de la capa superficial, sino que también sobre la modificación debajo de la capa superficial inicial, ya que ésta puede afectar a las condiciones de servicio de la pieza mecanizada [113].

El propio proceso de mecanizado modifica generalmente el estado metalúrgico en el que queda el material de la pieza, una vez mecanizado, pudiendo afectar negativamente al rendimiento funcional de las piezas mecanizadas, pudiendo en determinadas circunstancias afectar al comportamiento en servicio de estas piezas, reduciendo su fiabilidad.

Como las condiciones de mecanizado afectan a las características de la capa bajo la superficie inicial, es necesario su estudio, con objeto de optimizar el proceso de mecanizado y mejorar la funcionalidad de la pieza, reduciendo la posibilidad de fallos inesperados [148–150].

A continuación, se aborda una revisión bibliográfica de estudios previos que analizan la influencia de diversas variables del proceso de mecanizado sobre diferentes propiedades físico-químicas y mecánicas de la superficie, en el mecanizado de este tipo de aleaciones. En estos estudios se analiza dicha influencia sobre propiedades tales como la microdureza superficial, la resistencia a tracción, las tensiones residuales y el comportamiento a fatiga. Además, algunos de estos estudios analizan el efecto que tienen los parámetros de corte sobre piezas sometidas a procesos de corrosión.

2.5.3.1 Efecto del mecanizado sobre la microdureza superficial de aleaciones de aluminio de uso aeronáutico

Los aluminios de la serie 1000 (con muy baja concentración en peso de otros aleantes) presentan, entre sus características mecánicas, una baja resistencia al desgaste y una baja dureza superficial, por lo que la adición de elementos aleantes supone una modificación en las características superficiales de este tipo de materiales [16].

Adicionalmente, un proceso de mecanizado lleva asociadas modificaciones en la capa superficial, que modifican su microestructura debido principalmente a los efectos de las altas temperaturas, así como a las acciones de tipo mecánico desarrolladas para la modificación de la geometría de la pieza [151].

En este sentido, la microdureza superficial en las aleaciones de aluminio se verá modificada por el propio proceso de conformado, bien sea debido a las deformaciones plásticas originadas en la superficie, tras el mecanizado, o bien por una modificación en el tamaño de grano o por aparición de nuevos cristales debido a acciones térmicas [152,153].

En la industria aeronáutica, la microdureza superficial de los componentes estructurales tiene cierto interés, con objeto de asegurar la capacidad portante de sus elementos estructurales el mayor tiempo posible, a través de una alta resistencia al desgaste [154].

Las condiciones de corte en procesos de torneado presentan una importante influencia, tanto sobre los aspectos térmicos asociados al proceso, como por las acciones mecánicas desarrolladas para la eliminación de material, siendo especialmente severa esta influencia en condiciones de mecanizado en seco [106,155].

De esta manera, se constata que las condiciones de mecanizado afectarán a las condiciones superficiales de la pieza mecanizada, debido a los efectos termomecánicos originados durante el corte, justificándose por ello el estudio de la microdureza superficial.

Kurkute y Chavan [156] realizan ensayos con diferentes valores de avance y de velocidad de corte, así como de fuerzas aplicadas durante el proceso de torneado y número de pasadas aplicadas sobre la aleación de aluminio UNS A96063, con objeto de obtener las condiciones de mecanizado óptimas para una baja rugosidad superficial (Ra) y una elevada microdureza superficial (HV). Las velocidades de corte utilizadas se encuentran comprendidas entre valores de 10 y 50 m/min, mientras que el avance se realiza con valores comprendidos entre 0.40 y 0.80 mm/r, obteniéndose valores óptimos a valores intermedios de velocidad de avance (0.50 mm/r) y altas velocidades de corte (80 m/min). Además, establecen un modelo de tipo potencial que relaciona la microdureza con el avance, la velocidad de corte, la fuerza aplicada y el número de pasadas de la herramienta.

Respecto a la aleación UNS A96061, Akkurt [157] realiza a dicho material diferentes operaciones de mecanizado no convencionales y otros procesos de mecanizado convencionales, considerando operaciones de fresado. En su estudio observando que en todos los procesos de mecanizado ensayados, en la capa más superficial de la pieza mecanizada la microdureza ha disminuido con respecto del material de partida. Esta

reducción de la microdureza la justifica a partir del proceso térmico asociado a la operación de mecanizado, considerando que este efecto térmico es más importante en aquellas superficies que presenta mayores irregularidades, y por tanto, menor microdureza superficial.

En referencia a la influencia de los parámetros de corte en la microdureza de piezas torneadas de la aleación UNS A97075, Surya y Viswanath en [158] realizan diferentes muestras torneando en seco, modificando la velocidad de corte (50, 100, 200 y 300 m/min) y la profundidad de corte (0.3, 0.6 y 0.9 mm), pero manteniendo fijo el valor del avance (0.05 mm/r). En este estudio se observa que un aumento de la velocidad de corte reduce el valor de la microdureza superficial, y que el aumento de la profundidad de corte también tiende a reducir el valor de la microdureza, aunque el efecto de su influencia es inferior que en el caso de la velocidad de corte. Este hecho lo atribuyen a la generación y disipación de calor sobre la superficie mecanizada.

Rotella et al. [159] evalúan la profundidad que alcanza la modificación de dicha microestructura a partir de la microdureza superficial. Para ello realizan ensayos de dureza alcanzando diferentes profundidades de la capa superficial, hasta valores de profundidad de 500 μm , observando cómo disminuye la microdureza hasta estabilizarse a mayores profundidades. Además, realizan diferentes ensayos, considerando como variables de entrada la velocidad de corte (180, 320 y 720 m/min) y el radio de la punta de la herramienta (0.4, 0.8 y 1.2 mm), en operaciones de torneado en seco de la aleación UNS A97075-T651. Los resultados obtenidos muestran que incrementos en la velocidad de corte generan una mayor modificación de la microestructura superficial de la pieza mecanizada, reduciendo el tamaño de grano, que a bajas velocidades de corte, mientras que herramientas de corte utilizadas con mayor radio de punta de herramienta igualmente generan una mayor reducción del tamaño de grano ya que aumenta la superficie de contacto entre la herramienta y la pieza mecanizada, generando mayores valores de microdureza superficial.

De forma similar Campbel et al. en [160] estudian la modificación de la microestructura a partir de la microdureza superficial en la aleación UNS A97075-T651. En este caso las operaciones de torneado la realizan a un avance de 0.076 mm/r, a velocidades de corte de 360, 540 y 720 mm/min, variando además el ángulo de desprendimiento de la herramienta entre 0 y 15°, indicando que el aumento de la velocidad de corte genera una mayor profundidad en la modificación de la microestructura de la pieza mecanizada, así como que un menor ángulo de desprendimiento de la herramienta genera también un incremento de temperatura en el proceso de mecanizado y, por tanto, una mayor modificación de su microestructura.

En oposición a lo mostrado por Rotella et al. en [159], Campbel establece que en la zona más próxima a la superficie la microdureza es menor, hasta que se alcanza una profundidad aproximada de 50 μm , donde tiende a estabilizarse la microdureza a valores mayores que los iniciales, y por lo tanto a homogeneizarse la microestructura.

Por tanto, tras los diversos estudios analizados, la operación de torneado y, más en particular, en operaciones realizadas en seco, generan una modificación de la microestructura en la superficie de la pieza mecanizada. Dicha modificación supone una variación en la microdureza superficial de la pieza, jugando la velocidad de corte un papel muy importante.

Por otro lado, no se observa una influencia significativa del avance, a pesar de ser un parámetro de gran interés en la industria, puesto que, como ya es conocido, afecta a diferentes variables que hay que tener en cuenta en el proceso de mecanizado, como la fuerza de corte, que a su vez influye en las características térmicas asociadas a los procesos de mecanizado. No obstante, hay que tener en cuenta que los estudios existentes se han realizado en un rango de velocidades de corte muy alto, por lo que los efectos térmicos pueden predominar sobre los efectos mecánicos.

Sin embargo, no existen estudios donde se analice esta influencia a bajos valores de velocidades de corte. Hay que tener en cuenta que este tipo de aleaciones son frecuentemente utilizadas en componentes estructurales de aeronaves, de forma hibridada con otros materiales, tales como los compuestos poliméricos reforzados con fibra de carbono (CFRP, Carbon Fiber Reinforced Polymer) o las aleaciones de titanio, para formar compuestos laminados (FML, Fiber Metal Laminates). En esos casos la velocidad de corte a utilizar es menor, condicionada por el resto de materiales. En esos casos es necesario analizar si los efectos térmicos son predominantes sobre los mecánicos, pudiéndose encontrar tanto aumentos como reducciones de la microdureza superficial, en función de la combinación de valores de velocidad de corte y avance empleados.

De igual forma, se constata que el efecto de la profundidad de corte tampoco ha sido analizado en un rango amplio de valores de aplicación industrial, para la aleación UNS A97075, utilizándose normalmente valores de profundidad de corte bajos. Por lo tanto, se muestra el interés de que en esta Tesis Doctoral se pretenda analizar la influencia del avance en la microdureza superficial de las piezas mecanizadas, de la profundidad de corte, así como las sinergias entre los tres parámetros de corte.

2.5.3.2 Efecto del mecanizado en la resistencia a la tracción de aleaciones de aluminio de uso aeronáutico

Los ensayos de tracción en materiales metálicos son muy habituales, a fin de caracterizar el valor de tensión máxima que soporta el material (UTS, Ultimate Tensile Strength), siendo usual que el diseño y dimensionamiento de elementos estructurales se realice en base a estos niveles máximos de carga [161,162].

Algunos estudios observados en la bibliografía evalúan diferentes vías para mejorar el comportamiento de la aleación UNS A97075 en la resistencia a la tracción, a partir de la modificación de la microestructura del material.

P. Bhanu [163] modifica la microestructura de la aleación de aluminio UNS A97075, realizando adición de nanopartículas de grafeno en concentraciones de 0.5%, 1.0%, 1.5% y 2.0%. En sus resultados observa que la mayor resistencia a tracción se obtiene para una concentración del 1.5%.

De forma similar, M. Imran [164] realiza adición de grafito a la aleación UNS A97075, en concentraciones de 1%, 3% y 5%, obteniéndose un aumento de la Tensión Última de Servicio (UTS) a mayores concentraciones de Grafito.

Por otro lado, J. Lu en [155] realiza un estudio sobre la UTS de la aleación UNS A97075 sometida a tratamientos térmicos con diferentes temperatura, observando cómo

disminuye la tensión de rotura conforme se ha ido aumentando la temperatura aplicada sobre el material.

A pesar de ser uno de los ensayos mecánicos más habituales, se han realizado muy pocos estudios que relacionen las condiciones en las que se realiza el mecanizado de las probetas, con el valor de la resistencia a la tracción, analizando el valor de la UTS, el comportamiento plástico o el comportamiento elástico del material.

M. Marcos et al.[165] realizan operaciones de torneado en seco de la aleación de aluminio UNS A92024, evaluando inicialmente las características superficiales de las probetas mecanizadas mediante la rugosidad superficial (Ra), para posteriormente realizar un ensayo de tracción. El estudio lo realizan con velocidades de corte de 10, 20 y 40 m/min, mientras que para el avance toman valores de 0.02, 0.05, 0.10 y 0.20 mm/r, manteniendo la profundidad de corte en todos los ensayos constante. De los resultados obtenidos, establecen inicialmente que las probetas con mejores condiciones superficiales son las obtenidas a alta velocidad de corte (40 m/min) y bajo avance (0.02 mm/r), resultando el mayor valor de UTS. Igualmente concluyen que un incremento de la velocidad de corte y un descenso en el avance producen un incremento en el valor de la UTS. Finalmente, aunque las condiciones superficiales de las piezas mecanizadas parecen afectar al valor de UTS, no establecen una relación directa con Ra , indicando que hay que tener en cuenta otros parámetros, como las tensiones residuales y la microdureza superficial, que pueden afectar a dicho valor.

Finalmente, A. Gómez-Parra en [46] estudia la influencia de las condiciones de corte en la aleación UNS A92024, variando la velocidad de corte (40, 60, 80 y 100 m/min) y el avance (0.02, 0.05, 0.10 y 0.20 mm/r), pero manteniendo constante la profundidad de corte. En sus resultados concluye que la variación en la UTS no es muy significativa respecto a la variación de los parámetros de corte usados, obteniéndose los mayores valores de UTS a altos valores de avance (0.20 mm/r). Además, indica que el mecanizado ha provocado un efecto positivo sobre la resistencia a la tracción, ya que, en todos los casos, el valor de UTS de las probetas mecanizadas ha superado al del material de partida.

Por tanto, se considera necesario seguir profundizando sobre la influencia de las condiciones de mecanizado sobre la resistencia a la tracción de las diferentes aleaciones de aluminio de uso aeronáutico, siendo objeto de la presente Tesis Doctoral el estudio de la influencia sobre la UTS de la velocidad de corte y el avance, considerando además la profundidad de corte, que es un parámetro que aún no se ha estudiado.

2.5.3.3 Efecto del mecanizado en las tensiones residuales de aleaciones de aluminio de uso aeronáutico

Generalmente un proceso de fabricación lleva asociada la generación de tensiones residuales en el material. Estas tensiones residuales son definidas como aquellas tensiones que permanecen en el material cuando no están actuando fuerzas externas o bien no se encuentra sometido a un gradiente térmico [166,167]. Se distinguen dos tipos de tensiones residuales: a tracción y a compresión.

El origen de la aparición de tensiones residuales en operaciones de mecanizado se ha considerado, en la bibliografía, a partir de tres puntos de vista [168,169]:

- **Origen mecánico.** En el que la deformación plástica causada por el proceso de arranque de viruta no se produce de forma homogénea sobre la superficie, debido principalmente a las inserciones de aleantes que presenta el material mecanizado, generando concentraciones de tensión entorno a los límites de grano. Estas tensiones suelen ser de tipo compresivo en la superficie de la pieza mecanizada.
- **Origen térmico.** El proceso de mecanizado lleva asociado un incremento térmico, tal como se ha justificado con anterioridad, viéndose afectada la superficie de la pieza por el rozamiento con la herramienta. Este incremento térmico puede generar una expansión momentánea de la superficie mecanizada, que, en el caso de superar el límite elástico del material, tras la posterior reducción de la temperatura y consecuente contracción, permanecerá una deformación plástica sobre la superficie del material. Esto originará unas tensiones residuales de tracción en la superficie del material.
- **Por transformación de fase.** Si el efecto térmico es lo suficientemente alto, se puede originar una transformación de fase del material mecanizado. Esto puede generar variaciones de tipo volumétrico durante la transformación de fase, generando tensiones residuales a tracción o a compresión, dependiendo de las características metalúrgicas del material.

Estos tres factores pueden ocurrir de forma combinada entre ellos. Para poder estudiar el comportamiento de las tensiones residuales en operaciones de mecanizado, será necesario tener en cuenta tres posibles variables de entrada: los parámetros de corte, el material y la geometría de la herramienta, así como el material a mecanizar [170–173].

Se ha estudiado la influencia de la geometría de la herramienta sobre la tipología de las tensiones residuales originadas, para diferentes tipos de materiales. En estos estudios se considera que un aumento de contacto del filo de corte de la herramienta con el material genera un incremento térmico debido a la fricción, el cual lleva asociado la aparición de tensiones residuales de tracción [170,171,174]. Este hecho ocurre tanto con herramientas achaflanadas, como con herramientas con grandes radios de punta. Sin embargo, de acuerdo con R.S. Pawade et al. [175], cuando el filo se encuentra achaflanado y redondeado a la vez, se genera un incremento en el arranque de material y, por tanto, de deformación plástica, lo que deriva en un estado de tensiones residuales compresivas.

O. Belgasim [176] estudia la influencia del radio de la punta de la herramienta en las tensiones residuales de la aleación de aluminio-magnesio Al_3Mg . Utiliza insertos de CW-Co con radios de punta de 0.4 y 0.8 mm. Concluye que en ambos casos se obtuvieron tensiones residuales compresivas, sin embargo, para un radio de punta menor, las tensiones compresivas se vieron reducidas.

En cuanto a los parámetros de corte, en [170,172,177] se expone que el avance es el parámetro de mayor influencia en las tensiones residuales generadas por el mecanizado, en el que un aumento de f tiende a generar mayores tensiones residuales a tracción. Por otro lado, el incremento de v_c genera, por efecto térmico, un efecto de

dilatación en dirección axial, incrementando el efecto de la tracción en esa dirección. Sin embargo, en dirección tangencial tiene un efecto opuesto. La rápida evacuación de la viruta en esa dirección hace que el calor generado se disipe de forma más rápida, reduciéndose el efecto sinérgico de ambos parámetros de corte (v_c y f), por lo que las tensiones residuales a de tracción son menores.

A. Gomez [46] estudia la influencia de los parámetros de corte en las tensiones residuales de la aleación de aluminio UNS A92024. Realiza operaciones de cilindrado con diferentes velocidades de corte (120, 170 y 200 m/min), así como diferentes valores de avance (0.05 y 0.20 mm/r), manteniendo constante la profundidad de corte. En este caso, se observa que las tensiones residuales son de tracción, donde un incremento de f ha originado un incremento de las tensiones residuales a tracción, siendo mayores en el sentido axial de la probeta que en el sentido tangencial.

Además, también indica que la velocidad de corte presenta una mayor relevancia sobre el valor de las tensiones residuales obtenidas, aumentando éstas conforme crece v_c , en el rango de parámetros estudiados. En esta ocasión, se indica que v_c es el parámetro de mayor influencia en las tensiones residuales generadas en dirección tangencial.

Surya [158] realiza diferentes operaciones de cilindrado en seco de la aleación de aluminio UNS A97075. Esta operación la realiza a diferentes valores de velocidad de corte (50, 100, 200 y 300 m/min), así como a diferentes valores de profundidad de corte (0.3, 0.6 y 0.9 mm), manteniendo el avance a un valor de 0.05 mm/r. De sus resultados se obtiene que las tensiones residuales generadas son de tracción, sin embargo, en un rango de v_c comprendido entre 50-200 m/min, el valor de estas tensiones tiende a aumentar, mientras que a $v_c = 300$ m/min, las tensiones residuales de tracción han mostrado una reducción. El aumento de a_p muestra también un ligero incremento en las tensiones residuales de tracción, aunque en el proceso v_c es un parámetro de mayor influencia sobre las tensiones residuales.

Aunque son pocos los estudios que se han realizado en el análisis de las tensiones residuales sobre las aleaciones e aluminio de uso aeronáutico, los resultados obtenidos parecen estar en buen acuerdo con el comportamiento observado en otras aleaciones.

El estudio de las tensiones residuales no ha sido objeto de esta Tesis Doctoral, a pesar de la falta de referencias bibliográficas que evalúen su comportamiento de forma más amplia. Además, la metodología experimental utilizada, en muchos de los casos anlaizados, es la denominada técnica del “agujero ciego” que, si bien puede ser utilizada en la evaluación de tensiones residuales variables a lo largo de un espesor, presenta importantes dificultades en su ejecución, lo que puede dar lugar resultados que se alejen de la realidad. En este sentido, se echan en falta estudios que utilicen otro tipo de técnicas más precisas como la difracción de rayos X. No obstante, los resultados expuestos por Surya en [158] son un buen punto de partida para poder analizar la influencia de las tensiones residuales en otro tipo de propiedades físico-químicas que si han sido objeto de estudio, como el comportamiento a fatiga.

2.5.3.4 Efecto del mecanizado en el comportamiento a fatiga de aleaciones de aluminio de uso aeronáutico

Una de las propiedades mecánicas que mayor interés despierta en el ámbito de la investigación sobre el comportamiento mecánico de materiales estructurales es el comportamiento a fatiga. Esto es debido a que el material puede alcanzar la rotura con un valor de tensión inferior al de UTS [19]. De este modo, se puede producir un fallo por debajo de la tensión de Von Mises, que suele utilizarse como parámetro límite de cálculo a la hora de dimensionar estructuras. El ámbito aeronáutico cobra más importancia aún si cabe este aspecto, siendo conocidas diferentes situaciones en las que se ha originado el fallo de una aeronave cuyos componentes se encontraban sometidos a valores de tensión inferiores a las de Von Mises [178].

El comportamiento a fatiga de una pieza depende de diferentes aspectos, como el material de que está hecha, las condiciones superficiales que posee y las condiciones aplicadas en el proceso de fabricación [179].

En el proceso de fractura de un material por fatiga se distinguen tres etapas: una etapa inicial correspondiente a la generación y nucleación de microgrietas, una segunda etapa de crecimiento de grieta y una tercera etapa de rotura dúctil del material, ya que la sección es incapaz de soportar la carga. Por tanto, de acuerdo a lo que comentado anteriormente, como el proceso de mecanizado modifica las condiciones superficiales de las piezas, afectando a su Integridad Superficial, la operación de mecanizado afectará igualmente a la etapa inicial de la fractura del material por fatiga [180].

Uno de los primeros trabajos realizados sobre la influencia del mecanizado sobre el comportamiento a fatiga de una aleación de aluminio fue realizado por S. Jeelani et al.[181]. En este trabajo, se realizan operaciones de mecanizado ortogonal en seco sobre anillos de aleación de aluminio UNS A92024-T351. Para ello varían la velocidad de corte, con valores comprendidos entre 0.51 y 1.27 m/s, y el ángulo de desprendimiento de la herramienta, con valores comprendidos entre 10 y 30°, manteniendo constante el ángulo de incidencia, el avance y la profundidad de corte.

De los resultados obtenidos por S. Jeelani, se concluye que un incremento de la velocidad de corte o del ángulo de desprendimiento de la herramienta genera una mejora en el comportamiento a fatiga del material. Este hecho lo justifica considerando que bajas velocidades de corte y de ángulo de desprendimiento de la herramienta generan un incremento en los daños superficiales y de la rugosidad, afectando negativamente a su comportamiento a fatiga. Además, evalúa el comportamiento a fatiga del mismo material sin mecanizar y con la superficie pulida, obteniéndose mejores resultados que en las probetas mecanizadas a baja velocidad de corte (0.51 m/s), independientemente del ángulo de herramienta.

El daño superficial debido al efecto de mecanizado lo considera S. Jeelani et al. en [182] a partir de las tensiones residuales, donde altos valores del ángulo de desprendimiento de la herramienta y de la velocidad de corte generan mayores valores de tensiones residuales en la superficie del material, siendo este tipo de tensiones de carácter compresivo, lo cual mejora el comportamiento a fatiga del material. Por tanto, altos valores de velocidad de corte y de ángulo de desprendimiento de la herramienta generan tensiones residuales lo suficientemente

elevadas como para contrarrestar el efecto negativo de la rugosidad superficial sobre el comportamiento a fatiga que se considera en la muestra totalmente pulida.

C. Wiesner et al. [183] estudian la influencia de la topografía de la superficie del material en el comportamiento a fatiga de la aleación de aluminio UNS A97075-T6. Para ello realizan operaciones de torneado, con un rango de valores de avance entre 0.01 y 0.40 mm/r, considerando herramientas con radio de punta de la herramienta de 0.40 y 0.80 mm. Además, el ángulo de desprendimiento es de 30°. Lo que genera diferentes muestras con diferentes acabados superficiales. Para mayores valores de avance y de radio de la herramienta obtiene valores superiores de rugosidad superficial.

Considerando que el comportamiento a fatiga de un material, además de la rugosidad superficial, se ve afectado por las tensiones residuales, la microestructura y la dureza superficial, S. Suresh [184] elimina dichos efectos mediante un tratamiento térmico de las muestras, previo a la realización de los ensayos a fatiga. La relación de la rugosidad superficial con el comportamiento a fatiga la determina a partir de su componente vertical (Rq). De los resultados obtenidos concluye que el comportamiento a fatiga del material se ve perjudicado conforme aumenta el valor de Rq .

M. Suraratchai et al. [185] continúan trabajando sobre la influencia de la rugosidad superficial sobre el comportamiento a fatiga. En esta ocasión, el parámetro de rugosidad superficial utilizado es Ra , en piezas mecanizadas a alta velocidad con velocidades de corte de 12 y 50 m/min, sobre la aleación de aluminio UNS A97010. El ensayo a fatiga se realiza a flexión con 4 cargas, y las condiciones superficiales de las probetas se han mecanizado de tal forma que la rugosidad está orientada en las direcciones paralela y perpendicular a la carga. De los resultados obtenidos en la fase experimental, consideran que mayores valores de Ra generan un peor comportamiento a fatiga. Además, cuando la rugosidad superficial está en la misma dirección de la carga, se obtiene mayor vida a fatiga del material que cuando se encuentra orientada en dirección perpendicular a la carga.

Por otro lado, N. T. Aboulkhair [186] realiza un estudio de comportamiento a fatiga sobre probetas realizadas por fabricación aditiva, mediante deposición por láser (selective laser melting, SLM). En este caso, el material utilizado es la aleación de aluminio UNS A94046. En su estudio, compara el comportamiento a fatiga entre probetas ensayadas una vez fabricadas, con otras a las que, con posterioridad a su fabricación, se les ha realizado un mecanizado superficial para reducir su rugosidad superficial, y una última a la que, una vez mecanizada, se le ha realizado un tratamiento térmico, reduciendo las tensiones residuales durante el proceso de mecanizado. Observa que, a bajos ciclos de carga, las probetas originales y aquellas que han sido mecanizadas sin tratamiento térmico tienen un comportamiento a fatiga similar a pesar de la considerable diferencia en la rugosidad superficial (hasta 20 veces menor de las probetas mecanizadas que de las de fabricación aditiva), mientras que, a altos ciclos, las probetas mecanizadas muestran un mejor comportamiento a fatiga. Por su parte, la realización de un tratamiento térmico sobre las probetas originales y las mecanizadas afecta favorablemente al comportamiento a fatiga, sobre todo a bajos ciclos de cargas. Las probetas que han sido mecanizadas y posteriormente sometidas a un tratamiento térmico son las que mejor comportamiento a fatiga han presentado.

Finalmente, G. Rotella [187] estudia el efecto de la velocidad de corte (90, 120 y 150 m/min) y de diferentes metodologías de refrigeración (en seco, criogénico, mínima cantidad de lubricante y por inyección de aire) en el comportamiento a fatiga de probetas torneadas de la aleación de aluminio UNS A97075-T6. En todos los ensayos realizados, el incremento de la velocidad de corte ha mejorado el comportamiento a fatiga del material, independientemente del sistema de lubricación seleccionado en la operación de torneado. Por otro lado, el proceso de refrigeración criogénico ha presentado mejor comportamiento que el resto de sistemas de lubricación, siendo el peor el correspondiente a aquellas muestras que se han mecanizado en seco. Estos hechos los justifica considerando el tamaño de grano obtenido por las diferentes muestras, donde un menor tamaño de grano (originado por un incremento en la velocidad de corte) mejora el comportamiento a fatiga. Además, indica que el efecto positivo en el comportamiento a fatiga, debido al incremento del tamaño de grano, es superior al efecto negativo producido por un incremento de la rugosidad superficial.

Por lo tanto, tras analizar diferentes estudios, puede considerarse que las condiciones de mecanizado modifican el comportamiento a fatiga del material. Unas condiciones agresivas en el mecanizado, propio de operaciones de torneado en seco, afectan a dicho comportamiento, bien sea por la topografía resultante del material, la adición de tensiones residuales o bien por la modificación de la microestructura. El incremento de la velocidad de corte ha supuesto mejoras en el comportamiento del material [181,187] mientras que el incremento del avance, relacionado con la rugosidad superficial, ha generado un peor comportamiento a fatiga de las piezas mecanizadas [183,185] en diferentes aleaciones de aluminio.

Estos estudios no han tenido en cuenta, en ningún caso, la combinación de dichas condiciones de mecanizado, analizando la importancia de cada una de ellas en función de las condiciones de carga aplicadas. Además, en ningún caso se han establecido modelos que permitan predecir el comportamiento a fatiga en función de los parámetros de corte, para la aleación de aluminio objeto de estudio en esta Tesis Doctoral.

2.5.3.5 Efecto de la corrosión sobre las propiedades mecánicas de piezas mecanizadas en aleaciones de aluminio de uso aeronáutico

La corrosión se identifica como un deterioro del material debido al medio que le rodea, ya que todo sistema químico tiende a adquirir un estado de equilibrio estable, asociado al medio en el que se encuentra [28,188].

La mayoría de los materiales metálicos y sus aleaciones son termodinámicamente inestables, por lo que tienden espontáneamente a estados menos energéticos, alcanzando un estado de oxidación [189]. Se conocen diferentes factores que influyen en el proceso de corrosión los cuales se indican en la Tabla 2.14.

Tabla 2.14. Factores influyentes en el proceso de corrosión de materiales metálicos [190]

Ambientales	Metalúrgicos	Condiciones de trabajo
Medio en el que se encuentran Concentración de agentes agresivos Oxígeno pH	Composición de las aleaciones Impurezas Proceso de fabricación Tratamiento térmico	Temperatura Tensiones mecánicas Estado superficial Uniones Contacto con otros metales

El proceso de corrosión tiene un gran interés en la industria aeronáutica, ya que afecta a la integridad estructural de la aeronave, originando tres efectos sobre la estructura [191]:

- Pérdida de material, reduciendo las propiedades mecánicas del material.
- El proceso de corrosión puede actuar de forma simultánea a un proceso de carga, generando grietas, correspondientes a un proceso de corrosión bajo tensión o corrosión-fatiga.
- Una corrosión localizada puede actuar como concentrador de tensiones, facilitando la aparición y crecimiento de grietas, una vez sometida a un proceso de carga.

Como se ha comentado anteriormente, un proceso de mecanizado genera un elevado gradiente de temperatura, una progresiva deformación plástica (origen de tensiones residuales), una modificación de la microdureza superficial y una aparición de irregularidades en su geometría. Teniendo todo esto en cuenta, la superficie de una pieza mecanizada es susceptible sufrir un proceso de corrosión [91,158,192].

Las irregularidades generadas en la superficie se pueden considerar como puntos de concentración de tensiones, lo que facilita la aparición y crecimiento de grietas [185]. Por otro lado, las tensiones residuales generadas durante el mecanizado pueden dar lugar a un proceso de corrosión bajo tensión, que, en el caso de ser de tracción, favorecen la aparición de grietas superficiales, mientras que, si las tensiones residuales son compresivas, el efecto de la corrosión se ve impedido, reduciendo la posibilidad de aparición de grietas [114]. Por tanto, las condiciones de corte aplicadas en un proceso de mecanizado deben ser objeto de estudio, ya que estas influirán en el proceso de corrosión superficial de la pieza mecanizada.

Las aleaciones de aluminio presentan una alta resistencia a la corrosión debido a que rápidamente se origina una capa de óxido (principalmente alúmina, Al_2O_3) altamente protectora, que se forma una vez el aluminio se pone en contacto con el aire. Cuando dicha capa se daña, al encontrarse en contacto con un medio agresivo, ésta vuelve a regenerarse casi inmediatamente, manteniendo la protección a lo largo del tiempo [28].

A pesar de ello, cuando el material se encuentra en un medio que provoca su corrosión, la modificación de las condiciones del material de partida puede ser generalizada o localizada. Cuando el proceso es generalizado, se produce una pérdida

uniforme y regular de toda la superficie del metal, mientras que, en la localizada, el efecto se origina en puntos preferentes de la superficie [193].

La corrosión localizada se puede considerar de tres tipos: por picaduras, intergranular y por exfoliación. En el caso de las aleaciones de aluminio de las series 2000 y 7000, la aparición de corrosión suele ser localizada, siendo habitual por picaduras e intergranular, pudiendo considerarse como puntos de generación y nucleación de microgrietas, y por ello centros de acumulación de tensiones en procesos de corrosión bajo tensión y para los de fatiga [194–196].

La aleación de aluminio UNS A97075, debido a la presencia de Zn en ella, reduce su resistencia a la corrosión frente a otro tipo de aleaciones de aluminio, a pesar de que mejora el resto de propiedades mecánicas. El tipo de corrosión más habitual en esta aleación es por picadura, debido principalmente a la presencia de iones cloruro (Cl⁻) y pH neutro, ya que los iones Cl⁻ rompen la capa protectora de óxido. En particular, el tratamiento térmico T6, presenta peor comportamiento a corrosión que tratamientos térmicos sobreenvejecidos T7XX [197].

Por lo tanto, se concluye que el proceso de mecanizado afecta al proceso de corrosión, lo que, a su vez, modifica las propiedades mecánicas que tiene el material de partida.

T.M.Yue et al. [196] estudian el efecto de la corrosión por inmersión en una disolución salina (3,5% de NaCl) de muestras mecanizadas de la aleación UNS A92009, por tres técnicas distintas: torneado con herramienta cerámica, torneado con herramienta de punta de diamante y mecanizado WEDM (wire electrical discharge machining). De sus resultados, obtienen que las muestras mecanizadas mediante WEDM se ven más afectadas por el proceso de corrosión que las torneadas, siendo la de herramienta de diamante la que menos afectada se encuentra. Esto lo justifica debido a la mayor irregularidad superficial que se obtiene tras el mecanizado mediante WEDM.

R. Bienvenido et al. [198] evalúan la influencia de parámetros de mecanizado en el proceso de corrosión de la aleación de aluminio UNS A92024-T3, tras someter a las muestras a un proceso de corrosión por inmersión en una solución con un 3,5% de NaCl, indicando que, para mayores avances y menores velocidades de corte, la actividad corrosiva en medio salino ha sido mayor. Por otro lado, a altas velocidades de corte y bajos avances también se obtuvieron buenos resultados, relacionando los bajos avances con mejores acabados superficiales que mejoran el comportamiento a corrosión.

Como es bien conocido, el efecto de la corrosión afecta generalmente de forma negativa a las propiedades mecánicas del material [190], en particular, numerosos estudios evalúan diferentes técnicas para proteger aleaciones de aluminio frente a procesos de corrosión, con objeto de mantener, o bien mejorar, las propiedades mecánicas del material [199–202].

A pesar de ello, apenas se han abordado estudios que relacionen las condiciones de mecanizado con las propiedades mecánicas del material sometido a procesos de corrosión.

En este sentido, A. Gomez [46] realiza estudios de resistencia a la tracción sobre probetas de aluminio UNS A92024, sometidas a un proceso de corrosión por inmersión en solución salina con un 3.5% de NaCl, así como un conjunto de muestras sometidas a

un proceso de corrosión en cámara de niebla salina. Para el mecanizado de las muestras se realizan operaciones de torneado con diferentes valores de v_c (40, 60 80 y 100 m/min), así como diferentes valores de f (0.03, 0.05, 0.10 y 0.20 m/min). De los ensayos realizados en las probetas sometidas a inmersión en solución salina, indica que el proceso de corrosión ha eliminado las primeras capas del material mecanizado, originando una reducción de las tensiones residuales de tracción superficiales que tenía la probeta previa al proceso de corrosión. Este hecho ha mejorado el comportamiento a tracción de las muestras mecanizadas. Sin embargo, los ensayos realizados en cámara de niebla salina han mostrado que el efecto del mecanizado sobre la superficie del material, mejorando el comportamiento frente a tracción, ha desaparecido, obteniéndose resultados que son independientes de los parámetros de corte estudiados, ya que los resultados de UTS son similares para todas las probetas. Este hecho se justifica por la aparición de picaduras en la superficie del material, lo cual ha facilitado la rotura del material por tracción, independientemente de las condiciones superficiales generadas por el mecanizado.

Por lo tanto, tras el análisis de los estudios realizados hasta este momento, no se observan estudios que relacionen el efecto de la corrosión sobre diferentes propiedades mecánicas en la aleación de aluminio UNS A97075, teniendo gran interés su estudio en comportamiento a fatiga, considerándose adecuado su inclusión dentro de los objetivos de esta tesis Doctoral.

Si bien lo más cercano a la realidad es realizar estudios de corrosión-fatiga, en los cuales ambos procesos ocurran de forma simultánea, el estudio de fatiga en piezas corroídas se considera un buen punto de partida para abordar su análisis.

2.6. Conclusiones

En el sector aeronáutico, las aleaciones de aluminio son ampliamente utilizadas por su excelente relación peso-resistencia mecánica, siendo empleadas en elementos estructurales para la fabricación de aeronaves. Además, las operaciones de mecanizado son habituales en la fabricación de componentes en la industria aeroespacial.

El estudio del rendimiento de los procesos de fabricación está en continuo desarrollo, dada su importancia desde el punto de vista funcional, económico, energético y medioambiental, en la que las condiciones de mecanizado presentan gran influencia en dicho rendimiento.

Por lo tanto, se requiere abordar un profundo estudio sobre cómo las condiciones de mecanizado afectan a dicho rendimiento, siendo de especial interés en un sector productivo como el aeronáutico, en el que se exigen elevados requisitos de calidad y seguridad en los procesos de fabricación.

En este capítulo se ha realizado un análisis de las diferentes definiciones establecidas para la Integridad Superficial en piezas mecanizadas. De ellas, en esta investigación se ha optado por seguir aquella que establece que la Integridad Superficial está conformada por propiedades macrogeométricas, propiedades microgeométricas y propiedades físico-químicas.

A partir de esta definición, se ha realizado un análisis de diversas investigaciones que relacionan el conjunto de variables de entrada de un proceso de mecanizado con las diferentes propiedades que definen la Integridad Superficial, centrando dichos estudios en las aleaciones de uso aeronáutico.

En referencia al estudio de las propiedades microgeométricas, se ha constatado que éstas han sido ampliamente estudiadas a partir de la rugosidad superficial (Ra), obteniéndose una clara relación con los parámetros de corte, siendo el avance el parámetro que más influencia presenta en las irregularidades superficiales debidas al mecanizado, afectando negativamente el crecimiento de su valor.

Por otro lado, aunque se han realizado algunos estudios relacionados con la influencia de los parámetros de corte sobre diferentes desviaciones macrogeométricas, estas no han sido relacionadas con otras propiedades que afectan a la Integridad Superficial.

Aunque el estudio de la dureza superficial ha sido abordado en algunos trabajos relacionados con las aleaciones de aluminio de uso aeronáutico, la velocidad de corte ha sido el único parámetro evaluado con influencia sobre la dureza superficial. No se han obtenido resultados que relacionen la influencia del avance y de la profundidad de corte sobre dicha dureza superficial, habiéndose justificado además que ambos parámetros afectan a las condiciones térmicas del proceso de mecanizado, pudiendo originar modificaciones en la microestructura superficial de la pieza mecanizada.

Un hecho similar ocurre en el comportamiento de resistencia a tracción, encontrándose únicamente estudios que relacionan la influencia de los parámetros de corte sobre la resistencia a tracción en la aleación de aluminio UNS A92024.

Las tensiones residuales son una propiedad que despierta gran interés, ya que está íntimamente relacionado con el resto de propiedades físico-químicas que comprenden el estudio de la Integridad Superficial, como el comportamiento a fatiga o la resistencia a la tracción. Si bien no será objeto de estudio en esta Tesis Doctoral, se han analizado estudios en el que se ha relacionado la influencia de los parámetros de corte sobre las tensiones residuales, concluyendo que el avance es el parámetro que más afecta, tendiendo a generar tensiones residuales a tracción, mientras que un incremento de las velocidades de corte, a partir de ciertos valores, tiende a reducir las tensiones residuales de tracción, para convertirlas en tensiones residuales de carácter compresivo.

En cuanto al estudio de las condiciones superficiales sobre el comportamiento a fatiga, se han analizado diferentes trabajos que relacionan la rugosidad superficial y las tensiones residuales. Como se ha comentado con anterioridad, el estudio de estas dos propiedades está íntimamente relacionado con los parámetros de corte, sin embargo, no se han identificado estudios que relacionen directamente los parámetros de corte con el comportamiento a fatiga del material, bajo diferentes estados de tensión aplicados.

A pesar del buen comportamiento a corrosión que presentan las aleaciones de aluminios, las aleaciones de la serie 7000 son las que presentan peor comportamiento, por la adición de Zinc. Por lo tanto, estas aleaciones requieren un profundo estudio de la influencia del proceso de corrosión sobre las diferentes propiedades mecánicas del material, ya que pueden afectar negativamente a su comportamiento en servicio,

siendo particularmente de gran interés en elementos estructurales de aeronaves. Sin embargo, apenas se han abordado estudios que analicen el comportamiento de dichas propiedades en piezas corroídas.

Por lo tanto, aún queda un amplio recorrido investigador para el adecuado conocimiento de la influencia de los parámetros de corte, y demás condiciones de corte, sobre la Integridad Superficial de piezas mecanizadas en aleaciones de aluminio de uso aeronáutico, que genere una mejora en el rendimiento del proceso.

Por todo lo anteriormente expuesto, se muestra la necesidad de seguir realizando estudios que relacionen la influencia de los parámetros de corte sobre diferentes propiedades que afectan a la Integridad Superficial de las piezas mecanizadas, siendo el comportamiento a fatiga una de las que mayor interés el sector aeroespación, donde la aleación de aluminio UNS A97075 unas de las menos estudiadas en este ámbito y, por tanto, objetivo de esta Tesis Doctoral.

2.7. Referencias

- [1] Thomson, J. R., Chapter 8 - The Second Industrial Revolution – A Brief History of Computing. Butterworth-Heinemann, pp. 127–136, 2015.
- [2] Esmaeilian, B., Behdad, S., Wang, B. The evolution and future of manufacturing: A review. *Journal of Manufacturing Systems*, vol. 39, pp. 79–100. 2016.
- [3] Raj, A., Dwivedi, G., Sharma, A., Lopes de Sousa, A. B., Rajak, S. Barriers to the adoption of industry 4.0 technologies in the manufacturing sector: An inter-country comparative perspective. *International Journal of Production Economics*. 2019.
- [4] Weck, M., Eversheim, W., König, W., Pfeifer, T., Weck, M., Eversheim, W., König, W., Pfeifer, T. Chapter 2.4 – Manufacturing technologies and environmental responsibility. *Production Engineering*, pp. 231–255. 1991.
- [5] Sarkis, J., Rasheed, A. Greening the manufacturing function, *Business Horizons*, vol. 38, no. 5, pp. 17–27. 1995.
- [6] Salguero Gómez, J., Análisis. Evaluación y propuestas de mejora del rendimiento del mecanizado de alta velocidad de aleaciones de aluminio de interés en la industria aeronáutica. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2013.
- [7] Ulutan, D., Ozel, T. Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 51, pp. 250-280. 2011.
- [8] Kadam, G. S., Pawade, R. S. Surface integrity and sustainability assessment in high-speed machining of Inconel 718 – An eco-friendly green approach. *Journal of Cleaner Production*, vol. 147, pp. 273–283. 2017.
- [9] Koster, W. P., Field, M., Fritz, L. J., Gatto, L. R., Kahles, J. F. *Surface Integrity of Machined Structural Components*. 1970.

-
- [10] Denguir, L. A., Outeiro, J. C., Fromentin, G., Vignal, V., Besnard, R. A physical-based constitutive model for surface integrity prediction in machining of OFHC copper, 2017.
- [11] Wojtowicz, N., Danis, I., Monies, F., Lamesle, P., Chieragati, R. The influence of cutting conditions on surface integrity of a wrought magnesium alloy. *Procedia Engineering*, vol. 63, pp. 20–28. 2013.
- [12] Sherafat, Z., Paydar, M. H., Ebrahimi, R. Fabrication of Al7075/Al, two phase material, by recycling Al7075 alloy chips using powder metallurgy route. *Journal of Alloys and Compounds*, vol. 487, no. 1–2, pp. 395–399, 2009.
- [13] De Agustina, B., Bernal, C., Camacho, A. M., Rubio, E. M. Experimental analysis of the cutting forces obtained in dry turning processes of UNS A97075 aluminium alloys. *Procedia Engineering*, vol. 63, pp. 694–699. 2013
- [14] King, J. F. *The aluminium industry*. Woodhead Publishing, 2001.
- [15] Esparza Rodriguez, M. A. R. El aluminio, material trascendente en la historia humana. *Temas de ciencia y Tecnología*, vol. 21, pp. 3–9, 2017.
- [16] Lumley, R. *Fundamentals of aluminium metallurgy*. Elsevier, 2011.
- [17] Castro Patiño, L. F. Aleaciones de Aluminio y su Importancia en la Industria Aeroespacial, *Metal actual*, pp. 12–21. 2015.
- [18] Polmear, I., StJohn, D., Nie, J.-F., Qian, M. 4 - Wrought Aluminium Alloys. *Light Alloys*. Butterworth-Heinemann, pp. 157–263. 2017.
- [19] Askeland, D., Fulay, P., Wright, W. *Ciencia e ingeniería de materiales*. Cengage Learning Inc., 2012.
- [20] Kalpakjian, S., Schmid, S. R. *Manufactura, ingeniería y tecnología*. Pearson Educación, 2002.
- [21] *SM Handbook, Properties and selection: nonferrous alloys and specialpurpose materials*, 10th ed. ASM International, Materials Park. 1990.
- [22] Hufnagel, W., Coca, P. *Manual del aluminio*. 1992.
- [23] Heinz, A., Haszler, A., Keidel, C., Moldenhauer, S., Benedictus, R., Miller, W. Recent development in aluminium alloys for aerospace applications., *Materials Science and Engineering: A*, vol. 280, no. 1, pp. 102–107. 2000.
- [24] Miller, W., Zhuang, L., Bottema, J., Wittebrood, A., De Smet, P., Haszler, A., Vieregge, A. Recent development in aluminium alloys for the automotive industry. *Materials Science and Engineering: A*, vol. 280, no. 1, pp. 37–49. 2000.
- [25] ASTM International, *Metals and Alloys in the Unified Numbering System (UNS)*., 11th ed. West Conshohocken. 2008.
- [26] *SM Handbook, ASM Specialty Handbook: Aluminum and aluminum alloys*. ASM International. Materials Park. 1993.
- [27] American National Standard, *Alloy and Temper Designation Systems for Aluminum*. Aluminum Association. 1998.
- [28] Vargel, C. *Corrosion of Aluminium*. Elsevier B.V., 2004.

- [29] Subramanian, C. Wear properties of aluminium-based alloys, in *Surface Engineering of Light Alloys: Aluminium, Magnesium and Titanium Alloys*. Elsevier Inc., pp. 40–57. 2010.
- [30] Baptista, C. A., Lima, M. , Riva, R., Siqueira, R. Fatigue crack growth behavior of laser-shock processed aluminum alloy 2024-T3. *Procedia Structural Integrity*, vol. 17, pp. 324–330. 2019.
- [31] Moutarlier, V., Viennet, R., Gigandet, M. P., Hihn, J. Y. Use of ultrasound irradiation during acid etching of the 2024 aluminum alloy: Effect on corrosion resistance after anodization. *Ultrasonics Sonochemistry*. 2019.
- [32] Trujillo Vilches, F. J. Análisis Paramétrico del Mecanizado en Seco de la Aleación UNS A97075. Tesis Doctoral, Universidad de Málaga, 2013.
- [33] Lim, H. J., Lee, Y.-J., Sohn, H. Continuous fatigue crack length estimation for aluminum 6061-T6 plates with a notch. *Mechanical Systems and Signal Processing*, vol. 120, pp. 356–364. 2019.
- [34] Sivananthan, S., Ravi, K., Samson Jerold Samuel, C. Effect of SiC particles reinforcement on mechanical properties of aluminium 6061 alloy processed using stir casting route. *Materials Today: Proceedings*. 2019.
- [35] Magnani, M., Suegama, P. H., Espallargas, N., Dosta, S., Fugivara, C. S., Guilemany, J. M., Benedetti, A. V. Influence of HVOF parameters on the corrosion and wear resistance of WC-Co coatings sprayed on AA7050 T7. *Surface and Coatings Technology*, vol. 202, no. 19, pp. 4746–4757. 2008.
- [36] Rometsch, P., Yong, Z. Knight, S. Heat treatment of 7xxx series aluminium alloys- some recent developments. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, vol. 24, p. 2003-2017. 2014.
- [37] Degner, J., Böhm, W., Herrmann, J., Köhler, M., Merklein, M. Manufacturing and Characterization of Multilayered 7000-Series Aluminum with Improved Corrosion Behavior Processed via Accumulative Roll Bonding. *Materials Today: Proceedings*, vol. 10, pp. 368–375. 2019.
- [38] Meng, Y., Men, X., Pan, Y., Fu, X. Influence factors analysis of grain refinement in aluminum alloy 7050-T7451 cutting surface metamorphic layer. *Procedia CIRP*, vol. 71, pp. 203–208. 2018.
- [39] Serrano, I., Osés, R., Canflanca, B., Lagos, M., Fernández, S., Ferreriro, S. Materiales metálicos de uso frecuente en aeronáutica: aleaciones ligeras Al-Li - *Metalmeccánica*, Revista Digital Metalmeccánica. 2012.
- [40] Todd, D., Simpson, J. *The World Aircraft Industry*. 2019.
- [41] Antoranz Pérez, J. M. Desarrollo de nuevos tratamientos térmicos para aleaciones avanzadas de interés aeroespacial. Tesis Doctoral, Universidad Politécnica de Madrid, 2012.
- [42] Auque, F. The space industry in the context of the European aeronautics and defence sector. *Air & Space Europe*, vol. 2, no. 6, pp. 22–25. 2000.
- [43] Asociación Española de Normalización. UNE 38371:2003 Aluminio y aleaciones de aluminio para forja. 2003.

-
- [44] Sánchez, B., Vega, M., Calvo, F., González, I., Sanz, A. Estudio de la Maquinabilidad de aleaciones de aluminio-cobre. 2014.
- [45] Sebastián, M. Á., Marcos, M., Rubio, E. M., Sánchez, J. M. Estudio de los parámetros de acabado superficial en el mecanizado de la aleación de Al-Cu AA2024. Aplicación de UNE-EN ISO 4288 Y UNE-EN ISO 1302. XVII Congreso Internacional INGEGRAF. 2007.
- [46] Gómez Parra, Á. Estudio de la influencia del mecanizado en el rendimiento funcional de aleaciones de aluminio de uso estratégico en la industria aeronáutica. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2016.
- [47] ASM Handbook. Volume 5: Surface Engineering, no. 5. 1996.
- [48] Trent, E. M. Metal Cutting. Elsevier. 2000.
- [49] Tschätsch, H. Applied machining technology. Springer, 2009.
- [50] Kountanya, R., Al-Zkeri, I., Altan, T. Effect of tool edge geometry and cutting conditions on experimental and simulated chip morphology in orthogonal hard turning of 100Cr6 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 209, no. 11, pp. 5068–5076. 2009.
- [51] Aslantas, K., Çiçek, A. High speed turning of Ti6Al4V alloy in micro cutting conditions. *Procedia CIRP*, vol. 77, pp. 58–61. 2018.
- [52] Aouici, H., Yallese, M. A., Chaoui, K., Mabrouki, T., Rigal, J.-F. Analysis of surface roughness and cutting force components in hard turning with CBN tool: Prediction model and cutting conditions optimization. *Measurement*, vol. 45, no. 3, pp. 344–353. 2012.
- [53] Diniz, A. E., Micaroni, R. Cutting conditions for finish turning process aiming: the use of dry cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 42, no. 8, pp. 899–904. 2002.
- [54] Salguero, J., Batista, M., Calamaz, M., Girot, F., Marcos, M. Cutting forces parametric model for the dry high speed contour milling of aerospace aluminium alloys. *Procedia Engineering*, vol. 63, pp. 735–742. 2013.
- [55] Hartmann, C., Eder, M., Opritescu, D., Maier, D., Santaella, M., Volk, W. Geometrical compensation of deterministic deviations for part finishing in bulk forming. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 261, no. Noviembre 2017, pp. 140–148. 2018.
- [56] Gómez-Parra, A., Álvarez-Alcón, M., Salguero, J., Batista, M., Marcos, M. Analysis of the evolution of the Built-Up Edge and Built-Up Layer formation mechanisms in the dry turning of aeronautical aluminium alloys. *Wear*, vol. 302, no. 1–2, pp. 1209–1218. 2013.
- [57] Desbiens, J., Robert-Perron, E., Blais, C., Chagnon, F. Effect of green machining on the tensile properties and fatigue strength of powder metallurgy sinter-hardenable steel components. *Materials Science and Engineering A*, vol. 546, pp. 218–222. 2012.
- [58] Dornfeld, D. Green manufacturing: Fundamentals and applications. Springer, 2013.
-

- [59] Sánchez-Sola, J. M. Análisis paramétrico del mecanizado de aleaciones de aluminio. Relación con la topografía de las muestras mecanizadas. Tesis Doctoral, Universidad Nacional de Educación a Distancia, 2004.
- [60] Ranjan, T., Ramanuj, K., Panigrahi, I., Kumar, A., Panda, A., Kumar, R. Machinability behavior of aluminium alloys: a brief study. *Materials Today: Proceedings*, vol. 18, pp. 5069-5075. 2019.
- [61] Lopez, N., Lamikiz, A. *Machine Tools for High performance machining*. Springer, 2009.
- [62] Yao, Y. L., Fang, X. D. Assessment of chip forming patterns with tool wear progression in machining via neural networks. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 33, no. 1, pp. 89–102. 1993.
- [63] Campbell, C. E., Bendersky, L. A., Boettinger, W. J., Ivester, R. Microstructural characterization of Al-7075-T651 chips and work pieces produced by high-speed machining. *Materials Science and Engineering A*, vol. 430, no. 1–2, pp. 15–26. 2006.
- [64] Kim, H. G., Sim, J. H., Kweon, H. J. Performance evaluation of chip breaker utilizing neural network. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 209, no. 2, pp. 647–656. 2009.
- [65] Kilic, D. S., Raman, S. Observations of the tool-chip boundary conditions in turning of aluminum alloys. *Wear*, vol. 262, no. 7–8, pp. 889–904. 2007.
- [66] Eapen, J., Murugappan, S., Arul, S. A Study on Chip Morphology of Aluminum Alloy 6063 during Turning under Pre Cooled Cryogenic and Dry Environments. *Materials Today: Proceedings*, vol. 4, no. 8, pp. 7686–7693. 2017.
- [67] Yılmaz, B., Karabulut, Ş., Güllü, A. A review of the chip breaking methods for continuous chips in turning. *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 49, pp. 50–69. 2020.
- [68] Trujillo, F. J., Sevilla, L., Marcos, M. Cutting speed-feed coupled experimental model for geometric deviations in the dry turning of UNS A97075 Al-Zn alloys. *Advances in Mechanical Engineering*, vol. 2014. 2014.
- [69] Kumar, R., Pattnaik, S. K., Minz, J. K., Padhi, S., Sarangi, S. K. Influence of cutting parameters on cutting forces and surface roughness in dry turning of Al using PCD and different coated tools. *Sādhanā*, vol. 44, no. 8, p. 186. 2019.
- [70] Gökkaya, H. The effects of machining parameters on cutting forces, surface roughness, Built-Up Edge (BUE) and Built-Up Layer (BUL) during machining AA2014 (T4) Alloy. *Journal of Mechanical Engineering*, vol. 56, no. 9, pp. 584–593. 2010.
- [71] Shaw, M. C., Cookson, J.O. *Metal cutting principles*. Oxford university press, 2005.
- [72] Topal, E. S., Çoğun, C. A cutting force induced error elimination method for turning operations. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 170, no. 1–2, pp. 192–203. 2005.

- [73] Boldyrev, I., Shchurov, I., Nikonov, A. Numerical simulation of the Aluminum 6061-T6 cutting and the effect of the constitutive material model on failure criterion on cutting forces prediction. *Procedia Engineering*, vol. 150, pp. 866-870. 2016.
- [74] Risbood, K. A., Dixit, U. S., Sahasrabudhe, A. D. Prediction of surface roughness and dimensional deviation by measuring cutting forces and vibrations in turning process. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 132, no. 1-3, pp. 203-214. 2003.
- [75] Ponce, M. B. Caracterización de los mecanismos de adhesión secundaria y su influencia en el desgaste de herramientas de corte. Aplicación al mecanizado en seco de aleaciones ligeras. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2013.
- [76] Trujillo, F. J., Sevilla, L., Marcos, M. Experimental parametric model for indirect adhesion wear measurement in the dry turning of UNS A97075 (Al-Zn) alloy. *Materials*, vol. 10, no. 2, p. 152. 2017.
- [77] Kumar, K., Singh, S., Kumar, A. Comparison of wear and friction behavior of aluminium matrix alloy (Al 7075) and Silicon Carbide based aluminum metal matrix composite under dry condition at different sliding distance. *Materials Today: Proceedings*, vol. 4, pp. 8960-8970. 2017.
- [78] Jomaa, W., Mechri, O., Lévesque, J., Songmene, V., Bocher, P., Gakwaya, A. Finite element simulation and analysis of serrated chip formation during high-speed machining of AA7075-T651 alloy. *Journal of Manufacturing Process*, vol. 26, pp. 446-458. 2017.
- [79] Trujillo, F. J., Sevilla, L., Martín, F., Bermudo, C. Analysis of the Chip Geometry in Dry Machining of Aeronautical Aluminum Alloys. *Applied Sciences*, vol. 7, no. 12, p. 132. 2017.
- [80] Azwadi, N., Samion, S., Ghaderian, J., Noor, M., Yazid, M. Recent progress on the application of nanofluids in minimum quantity lubrication machining: A review. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 108, pp. 79-89. 2017.
- [81] Krolczyk, G. M., Maruda, R. W., Krolczyk, J. B., Wojciechowski, S., Mia, M., Nieslony, P., Budzik, G. Ecological trends in machining as a key factor in sustainable production – A review. *Journal of Cleaner Production*, vol. 218, pp. 601-615. 2019.
- [82] Maruda, R. W., Krolczyk, G. M., Wojciechowski, S., Zak, K., Habrat, W., Nieslony, P. Effects of extreme pressure and anti-wear additives on surface topography and tool wear during MQCL turning of AISI 1045 steel. *Journal of Mechanical Science and Technology*, vol. 32, no. 4, pp. 1585-1591. 2018.
- [83] Jomaa, W., Songmene, V., Bocher, P. Surface Finish and Residual Stresses Induced by Orthogonal Dry Machining of AA7075-T651. *Materials*, vol. 7, no. 3, pp. 1603-1624. 2014.
- [84] Trujillo, F. J., Sevilla, L., Marcos, M. Influence of the axial machining length on microgeometrical deviations of horizontally dry-turned UNS A97075 Al-Zn alloy. *Procedia Engineering*, vol. 63, pp. 405-412. 2013.

- [85] Nouari, M., List, G., Girot, F., Coupard, D. Experimental analysis and optimisation of tool wear in dry machining of aluminium alloys. *Wear*, vol. 255, no. 7–12, pp. 1359–1368. 2003.
- [86] Calatoru, V. D., Balazinski, M., Mayer, J. R. R., Paris, H., Erance, E. Diffusion wear mechanism during high-speed machining of 7475-T7351 aluminum alloy with carbide end mills *Wear*, vol. 265. 2008.
- [87] List, G., Nouari, M., Géhin, 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, no. 7–12, pp. 1177–1189. 2005.
- [88] Sánchez, J. M., Rubio, E., Álvarez, M., Sebastián, M. A., Marcos, M. Microstructural characterisation of material adhered over cutting tool in the dry machining of aerospace aluminium alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 164, pp. 911–918. 2005.
- [89] Martín-Béjar, S., Trujillo, F. J., Sevilla, L., Marcos, M. Indirect adhesion wear parametric analysis in the dry turning of UNS A97075 Alloys. *Procedia Manufacturing*, vol. 13, pp. 418–425. 2017.
- [90] Simeone, A., Woolley, E. B., Rahimifard, S. Tool State Assessment for Reduction of Life Cycle Environmental Impacts of Aluminium Machining Processes via Infrared Temperature Monitoring. *Procedia CIRP*, vol. 29, pp. 526–531. 2015.
- [91] Das, D., Chapagain, A. Cutting temperature and tool flank wear during turning aluminium matrix composite in air-water spray environment - a Taguchi approach. *Materials Today: Proceedings*, vol. 5, no. 9, pp. 18527–18534. 2018.
- [92] Chandrasekaran, H., Johansson, J. O. Influence of processing conditions and reinforcement on the surface quality of finish machined aluminium alloy matrix composites. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 46, no. 1. 1997.
- [93] Aggerbeck, M., Canulescu, S., Dirscherl, K., Johansen, V. E., Engberg, S., Schou, J., Ambat, R. Appearance of anodised aluminium: Effect of alloy composition and prior surface finish. *Surface and Coatings Technology*, vol. 254, pp. 28–41. 2014.
- [94] Manjunath Patel, G. C., Lokare, D., Chate, G. R., Parappagoudar, M. B., Nikhil, R., Gupta, K. Analysis and optimization of surface quality while machining high strength aluminium alloy. *Measurement*, p. 107337. 2019.
- [95] Wang, Z., Cai, S., Chen, J. Experimental investigations on friction stir assisted single point incremental forming of low-ductility aluminum alloy sheet for higher formability with reasonable surface quality. *Journal of Materials Processing Technology*. 2019.
- [96] Horváth, R., Drégelyi-Kiss, Á., Analysis of surface roughness of aluminum alloys fine turned: United phenomenological models and multi-performance optimization. *Measurement: Journal of the International Measurement Confederation*, vol. 65, pp. 181–192. 2015.
- [97] Trujillo, F. J., Marcos, M., Sevilla, L. Experimental Prediction Model for Roughness in the Turning of UNS A97075 Alloys. *Materials Science Forum*. 2014.

- [98] Ajithkumar, J. ., Xavior, M. A. Cutting Force and Surface Roughness Analysis During Turning of Al 7075 Based Hybrid Composites. *Procedia Manufacturing*, vol. 30, pp. 180–187. 2019.
- [99] Organización Internacional de Estandarización. ISO 4287:1997+Technical Corrigendum 1. Especificación geométrica de productos (GPS). Calidad superficial: Método del perfil. Términos, definiciones y parámetros del estado superficial. 1999.
- [100] Benardos, P. G., Vosniakos, G. C. Predicting surface roughness in machining: A review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 43, no. 8, pp. 833–844. 2003.
- [101] Tomov, M., Kuzinovski, M., Cichosz, P. Development of mathematical models for surface roughness parameter prediction in turning depending on the process condition. *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 113, pp. 120–132. 2016.
- [102] He, C. L., Zong, W. J., Zhang, J. J. Influencing factors and theoretical modeling methods of surface roughness in turning process: State-of-the-art. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 129, no. Febrero, pp. 15–26. 2018.
- [103] Torres, A., Puertas, I., Luis, C. J. Surface roughness analysis on the dry turning of an Al-Cu alloy. *Procedia Engineering*, vol. 132, pp. 537–544. 2015.
- [104] Salguero, J., Puerta, F. J., Gomez-Parra, A., Trujillo, F. J., Sevilla, L., Marcos, M., An analysis of geometrical models for evaluating the influence of feed rate on the roughness of dry turned UNS A92050 (Al-Cu-Li) alloy. *Advances in Materials and Processing Technologies*. 2016.
- [105] Pardha, V., Shashank, V., Sai teja, P., Anbarasu, G., Bharat, A., Jagadesh, T. Prediction of surface roughness and material removal rate in laser assisted turning of aluminium oxide using fuzzy logic. *Materials today: Proceedings*, vol. 5, pp. 20343-20350. 2018.
- [106] Anon, A. Surface integrity, *Manufacturing Engineering*, vol. 103, no. 1. 1989.
- [107] Yao, C., Lin, J., Wu, D., Ren, J. Surface integrity and fatigue behavior when turning γ -TiAl alloy with optimized PVD-coated carbide inserts. *Chinese Journal of Aeronautics*. 2018.
- [108] Huang, K., Yang, W., Ye, X. Adjustment of machining-induced residual stress based on parameter inversion. *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 135, pp. 43–52. 2018.
- [109] Jirapattarasilp, K., Kuptanawin, C. Effect of Turning Parameters on Roundness and Hardness of Stainless Steel: SUS 303. *Procedia - Social and Behavioral Sciences*, vol. 3, pp. 160–165. 2012.

- [110] Hernández-González, L. W., Pérez-Rodríguez, R., Dumitrescu, L., Montero-Sarmiento, R. Estudio de la influencia de los parámetros de corte en la integridad superficial y las desviaciones durante el fresado del acero AISI 1010. *Revista Tecnología en Marcha*, vol. 28, no. 4, p. 26. 2015.
- [111] Abrão, A. M., Ribeiro, J. L. S., Davim, J. P. Surface Integrity. *Machining of Hard Materials*, pp. 115–141. 2011.
- [112] Wierzchon, T., Burakowski, T. *Surface Engineering of Metals*. CRC press, 1999.
- [113] Field, M., Kahles, J. F., Cammett, J. T. A review of measuring methods for surface integrity. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 21, no. 2, pp. 219–238. 1972.
- [114] M'Saoubi, R., Outeiro, J. C., Chandrasekaran, H., Jawahir, I. S. A review of surface integrity in machining and its impact on functional performance and life of machined products. *International Journal of Sustainable Manufacturing*, vol. 1, no. 1/2, p. 203. 2008.
- [115] Griffiths, B. *Manufacturing Surface Technology. Surface Integrity & Functional Performance*. Penton Press, 2001.
- [116] Astakhov, V. P. Surface integrity - Definition and importance in functional performance. *Surface Integrity in Machining*, Springer London, pp. 1–35. 2010.
- [117] Javidi, A., Rieger, U., Eichlseder, W. The effect of machining on the surface integrity and fatigue life. *International Journal of Fatigue*, vol. 30, no. 10–11, pp. 2050–2055. 2008.
- [118] de Lacerda, J. C., Martins, G. D., Signoretti, V. T., Teixeira, R. Evolution of the surface roughness of a low carbon steel subjected to fatigue. *International Journal of Fatigue*, vol. 102, pp. 143–148. 2017.
- [119] Matsumoto, Y., Hashimoto, F., Lahoti, G., Surface integrity generated by precision hard turning. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 48, no. 1, pp. 59–62. 1999.
- [120] Benchergui, D., Svoboda, C. Aircraft design. *Aerospace America*, vol. 50, no. 11, p. 28. 2012.
- [121] Zheng, G., Xu, R., Cheng, X., Zhao, G., Li, L., Zhao, J. Effect of cutting parameters on wear behavior of coated tool and surface roughness in high-speed turning of 300M. *Measurement*, vol. 125, pp. 99–108. 2018.
- [122] Aslantas, K., Çiçek, A. High speed turning of Ti6Al4V alloy in micro cutting conditions. *Procedia CIRP*, vol. 77, pp. 58–61. 2018.
- [123] Gassner, M., Schalk, N., Tkadletz, M., Pohler, M., Czettl, C., Mitterer, C. Influence of cutting speed and workpiece material on the wear mechanisms of CVD TiCN/ α -Al₂O₃ coated cutting inserts during turning. *Wear*, vol. 398–399, pp. 90–98. 2018.
- [124] Parhad, P., Dakre, V., Likhite, A., Bhatt, J., The impact of cutting speed and depth of cut on cutting force during turning of austempered ductile iron. *Materials Today: Proceedings*. 2019.

- [125] Xu, K., Zou, B., Wang, Y., Guo, P., Huang, C., Wang, J. An experimental investigation of micro-machinability of aluminum alloy 2024 using Ti(C7N3)-based cermet micro end-mill tools. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 235, pp. 13–27. 2016.
- [126] Palaniappan, S. P., Muthukumar, K., Sabariraj, R. V., Dinesh Kumar, S., Sathish, T. CNC turning process parameters optimization on Aluminium 6082 alloy by using Taguchi and ANOVA. *Materials Today: Proceedings*. 2019.
- [127] Zhang, S. J., To, S., Wang, S. J., Zhu, Z. W. A review of surface roughness generation in ultra-precision machining. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 91, pp. 76–95. 2015.
- [128] Struzikiewicz, G., Zębala, W., Słodki, B. Cutting parameters selection for sintered alloy AlSi10Mg longitudinal turning. *Measurement: Journal of the International Measurement Confederation*, vol. 138, pp. 39–53. 2019.
- [129] Vipindas, K., Mathew, J. Wear behavior of TiAlN coated WC tool during micro end milling of Ti-6Al-4V and analysis of surface roughness. *Wear*, vol. 424–425, pp. 165–182. 2019.
- [130] Kiliçkap, E., Çakir, O., Aksoy, M., Inan, A. Study of tool wear and surface roughness in machining of homogenised SiC-p reinforced aluminium metal matrix composite. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 164–165, pp. 862–867. 2005.
- [131] Yıldırım, Ç. V., Sarıkaya, M., Kivak, T., Şirin, Ş. The effect of addition of hBN nanoparticles to nanofluid-MQL on tool wear patterns, tool life, roughness and temperature in turning of Ni-based Inconel 625. *Tribology International*, vol. 134, pp. 443–456. 2019.
- [132] Sahin, Y., Kok, M., Celik, H. Tool wear and surface roughness of Al₂O₃ particle-reinforced aluminium alloy composites. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 128, no. 1–3, pp. 280–291. 2002.
- [133] Sivasankaran, S., Harisagar, P. T., Saminathan, E., Siddharth, S., Sasikumar, P. Effect of nose radius and graphite addition on turning of AA 7075-ZrB₂ in-situ composites. *Procedia Engineering*, vol. 97, pp. 582–589. 2014.
- [134] Sebastian, M. A., Sanchez-Sola, J. M., Carrilero, M. S., Gonzalez, J. M., Alvarez, M., Marcos, M. Parametric Model for Predicting Surface Finish of Machined UNS A92024 Alloy Bars. *Journal for Manufacturing Science and Production*, vol. 4, no. 4, pp. 181–188. 2002.
- [135] Sánchez, M., Marcos, M., Álvarez, M., Contreras, J. Relaciones paramétricas asociadas a la maquinabilidad de aleaciones de aluminio-cobre. *Anales de Ingeniería Mecánica*, vol. 4, pp. 59–66. 2011.
- [136] Carrilero, M. S., Marcos Bárcena, M., Álvarez, A. M., Sánchez, M., González, F. Predicción dinanométrica del comportamiento de la aleación AA2024 en los procesos de mecanizado en un rango de velocidades moderadas. *Boletín de la Sociedad Española de Cerámica y Vidrio*, vol. 36, no. 2, pp. 222–225. 1997.

- [137] Rashad, R. M., El-Hossainy, T. M. Machinability of 7116 structural aluminum alloy. *Materials and Manufacturing Processes*, vol. 21, no. 1, pp. 23–27. 2006.
- [138] Rubio, E. M., Camacho, A. M., Sánchez-Sola, J. M., Marcos, M. Surface roughness of AA7050 alloy turned bars: Analysis of the influence of the length of machining. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 162–163, pp. 682–689. 2005.
- [139] Gómez-Parra, A., Álvarez-Alcón, M., Salguero, J., Batista, M., Marcos, M. Analysis of the evolution of the Built-Up Edge and Built-Up Layer formation mechanisms in the dry turning of aeronautical aluminium alloys. *Wear*, vol. 302, no. 1–2, pp. 1209–1218. 2013.
- [140] Gangopadhyay, S., Acharya, R., Chattopadhyay, A. K., Sargade, V. G., Effect of cutting speed and surface chemistry of cutting tools on the formation of BUL or BUE and surface quality of the generated surface in dry turning of AA6005 aluminium alloy. *Machining Science and Technology*, vol. 14, no. 2, pp. 208–223. 2010.
- [141] Zhenchao, Y., Yang, X., Yan, L., Jin, X., Quandai, W. The effect of milling parameters on surface integrity in high-speed milling of ultrahigh strength steel. *Procedia CIRP*, vol. 71, pp. 83–88. 2018.
- [142] Davies, D. P., Jenkins, S. L., Legg, S. J. The effect machining processes can have on the fatigue life and surface integrity of critical helicopter components. *Procedia CIRP*, vol. 13, pp. 25–30. 2014.
- [143] Dahlman, P., Gunnberg, F., Jacobson, M. The influence of rake angle, cutting feed and cutting depth on residual stresses in hard turning. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 147, no. 2, pp. 181–184. 2004.
- [144] Novovic, D., Dewes, R. C., Aspinwall, D. K., Voice, W., Bowen, P. The effect of machined topography and integrity on fatigue life. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 44, no. 2–3, pp. 125–134. 2004.
- [145] Organización Internacional de Estandarización. ISO 1143:2010. *Metallic materials-Rotating bar bending fatigue testing*. 2010.
- [146] Marcos, M., Sebastián, M. A., Contreras, J. P., Sánchez, M., Sánchez-López, M., Sánchez, J. M. Study of roundness on cylindrical bars turned of aluminium-copper alloys UNS A92024. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 162–163, no. SPEC. ISS., pp. 644–648. 2005.
- [147] Sánchez-Sola, J. M., Batista, M., Salguero, J., Gómez, A., Marcos, M. Cutting Speed-Feed Based Parametric Model for Macro-Geometrical Deviations in the Dry Turning of UNS A92024 Al-Cu Alloys. *Key Engineering Materials*, vol. 504–506, pp. 1311–1316. 2012.
- [148] Liu, B., Zhou, X., Hashimoto, T., Zhang, X., Wang, J. Machining introduced microstructure modification in aluminium alloys. *Journal of Alloys and Compounds*, vol. 757, pp. 233–238. 2018.

- [149] Bai, Y., Chaudhari, A., Wang, H. Investigation on the microstructure and machinability of ASTM A131 steel manufactured by directed energy deposition. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 276. 2020.
- [150] Stemler, P., Flausino, P., Pereira, P., de Faria, C., Almeida, N., Aguilar, M., Cetlin, P. Mechanical behavior and microstructures of aluminum in the Multi-Axial Compression (MAC) with and without specimen re-machining. *Materials Letters*, vol. 237, pp. 84–87. 2019.
- [151] Grzesik, W. *Advanced Machining Processes of Metallic Materials*. Elsevier, 2008.
- [152] Huo, M., Zhao, J., Xie, H., Jia, F., Li, S., Zhang, H., Jiang, Z. Effects of micro flexible rolling and annealing on microstructure, microhardness and texture of aluminium alloy. *Materials Characterization*, vol. 148, pp. 142–155. 2019.
- [153] Zhang, P., Li, Y., Liu, Y., Zhang, Y., Liu, J. Analysis of the microhardness, mechanical properties and electrical conductivity of 7055 aluminum alloy. *Vacuum*, vol. 171. 2020.
- [154] Campbell, F. *Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials*. Elsevier, 2006.
- [155] Lu, J., Song, Y., Hua, L., Zheng, K., Dai, D. Thermal deformation behavior and processing maps of 7075 aluminum alloy sheet based on isothermal uniaxial tensile tests. *Journal of Alloys and Compounds*, vol. 767, pp. 856–869. 2018.
- [156] Kurkute, V., Chavan, S. T. Modeling and Optimization of surface roughness and microhardness for roller burnishing process using response surface methodology for Aluminum 63400 alloy. *Procedia Manufacturing*, vol. 20, pp. 542–547. 2018.
- [157] Akkurt, A. The effect of cutting process on surface microstructure and hardness of pure and Al 6061 aluminium alloy. *Engineering Science and Technology, an International Journal*, vol. 18, no. 3, pp. 303–308. 2015.
- [158] Surya, K., Viswanath, K. Effect on Micro-Hardness and Residual Stress in CNC Turning of Aluminium 7075 Alloy. *Materials Today: Proceedings*, vol. 4, no. 2, pp. 975–981. 2017.
- [159] Dillon, O. W., Umbrello, D., Jawahir, I. S., Rotella, G., Settineri, L. Finite element modeling of microstructural changes in turning of AA7075-T651 Alloy. *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 15, no. 1, pp. 87–95. 2012.
- [160] Campbell, C. E., Bendersky, L. A., Boettinger, W. J., Ivester, R. Microstructural characterization of Al-7075-T651 chips and work pieces produced by high-speed machining. *Materials Science and Engineering A*, vol. 430, no. 1–2, pp. 15–26. 2006.
- [161] Hemanth, J. Effect of chilling on soundness and ultimate tensile strength (UTS) of aluminum alloy-corundum particulate composite. *Materials and Design*, vol. 22, no. 5, pp. 375–382. 2001.
- [162] Tan, X., He, H., Lu, W., Yang, L., Tang, B., Yan, J., Xu, Y., Wu, D. Effect of matrix structures on TRIP effect and mechanical properties of low-C low-Si Al-added hot-rolled TRIP steels. *Materials Science and Engineering: A*, p. 138629. 2019.

- [163] Prakash, P. B., Raju, K. B., Venkatasubbaiah, K., Manikandan, N. Microstructure Analysis and Evaluation of Mechanical Properties of Al 7075 GNP's Composites. *Materials Today: Proceedings*, vol. 5, no. 6, pp. 14281–14291. 2018.
- [164] Imran, M., Khan, A. R. A., Megeri, S., Sadik, S. Study of hardness and tensile strength of Aluminium-7075 percentage varying reinforced with graphite and bagasse-ash composites. *Resource-Efficient Technologies*, vol. 2, no. 2, pp. 81–88. 2016.
- [165] Gómez-Parra, A., Puerta, F. J., Rosales, E. I., González-Madrigal, J. M., Marcos, M. Study of the influence of cutting parameters on the Ultimate Tensile Strength (UTS) of UNS A92024 alloy dry turned bars. *Procedia Engineering*, vol. 63, pp. 796–803. 2013.
- [166] Guo, J., Fu, H., Pan, B., Kang, R. Recent progress of residual stress measurement methods: A review. *Chinese Journal of Aeronautics*. 2019.
- [167] Withers, P. J. Residual stress and its role in failure. *Reports on Progress in Physics*, vol. 70, no. 12, pp. 2211–2264. 2007.
- [168] Niku-Lari, A. IITT-International Advances in surface treatments. Volume 4, Residual stresses : technology - applications - effects. 2012.
- [169] Hauk, V., Behnken, H. Structural and Residual Stress Analysis by Nondestructive Methods, in *Structural and Residual Stress Analysis by Nondestructive Methods*. Elsevier. 1997.
- [170] Coto, B., Navas, V. G., Gonzalo, O., Aranzabe, A., Sanz, C. Influences of turning parameters in surface residual stresses in AISI 4340 steel. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 53, no. 9–12, pp. 911–919. 2011.
- [171] Sarnobat, S. S., Raval, H. K. Experimental investigation and analysis of the influence of tool edge geometry and work piece hardness on surface residual stresses, surface roughness and work-hardening in hard turning of AISI D2 steel. *Measurement: Journal of the International Measurement Confederation*, vol. 131, pp. 235–260. 2019.
- [172] Madariaga, A., Kortabarria, A., Hormaetxe, E., Garay, A., Arrazola, P. J. Influence of Tool Wear on Residual Stresses When Turning Inconel 718. *Procedia CIRP*, vol. 45, pp. 267–270. 2016.
- [173] Fielder, R., Millwater, H., Montoya, A., Golden, P. Efficient estimate of residual stress variance using complex variable finite element methods. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 173, pp. 101–113. 2019.
- [174] Capello, E. Residual stresses in turning: Part I: Influence of process parameters. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 160, no. 2, pp. 221–228. 2005.
- [175] Pawade, R. S., Joshi, S. S., Brahmankar, P. K. Effect of machining parameters and cutting edge geometry on surface integrity of high-speed turned Inconel 718. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 48, no. 1, pp. 15–28. 2008.

- [176] Belgasim, O., El-Axir, M. H. Modeling of residual stresses induced in machining Aluminum Magnesium Alloy (Al-3Mg). WCE 2010 - World Congress on Engineering 2010, vol. 2, pp. 1268–1273. 2010.
- [177] Liang, S., Shih, A. J. Analysis of Machining and Machine Tools. Springer, 2016
- [178] Goncharenko, A. V. Aeronautical and Aerospace Material and Structural Damages to Failures: Theoretical Concepts. International Journal of Aerospace Engineering, vol. 2018, 2018.
- [179] Gassner, E., Schütz, W. Fatigue Design Procedures. Elsevier, 1969.
- [180] Davim, J. P., Surface integrity in machining. Springer, 2010.
- [181] Jeelani, S., Musial, M. Effect of cutting speed and tool rake angle on the fatigue life of 2024-T351 aluminium alloy. International Journal of Fatigue, vol. 6, no. 3, pp. 169–172. 1984.
- [182] Jeelani, S., Biswas, S., Natarajan, R. Effect of cutting speed and tool rake angle on residual stress distribution in machining 2024-T351 aluminium alloy - unlubricated conditions. Journal of Materials Science, vol. 21, no. 8, pp. 2705–2710. 1986.
- [183] Wiesner, C., Künzi, H. U., Ilschner, B. Characterization of the topography of turned surfaces and its influence on the fatigue life of Al-7075. Materials Science and Engineering A, vol. 145, no. 2, pp. 151–158. 1991.
- [184] Suresh, S. Fatigue of materials. Cambridge University Press, 1998.
- [185] Suraratchai, M., Limido, J., Mabru, C., Chieragatti, R. Modelling the influence of machined surface roughness on the fatigue life of aluminium alloy. International Journal of Fatigue, vol. 30, no. 12, pp. 2119–2126. 2008.
- [186] Aboulkhair, N. T., Maskery, I., Tuck, C., Ashcroft, I., Everitt, N. M. Improving the fatigue behaviour of a selectively laser melted aluminium alloy: Influence of heat treatment and surface quality. Materials and Design, vol. 104, pp. 174–182. 2016.
- [187] Rotella, G. Effect of surface integrity induced by machining on high cycle fatigue life of 7075-T6 aluminum alloy. Journal of Manufacturing Processes, vol. 41, no. March, pp. 83–91. 2019.
- [188] Paper, C., Plata, L., Corrosión de aleaciones de aluminio de aplicación aeroespacial. 13^{er} Congreso Internacional en Ciencia y Tecnología de Metalurgia y Materiales. 2013.
- [189] Bayoumi, M. R., The mechanics and mechanisms of fracture in stress corrosion cracking of aluminium alloys. Engineering Fracture Mechanics, vol. 54, no. 6, pp. 879–889. 1996.
- [190] Shreir, L. L., Burstein, G. T., Jarman, R. A. Corrosion. Butterworth-Heinemann, 1994.
- [191] François, R., Laurens, S., Deby, F., Corrosion and its Consequences for Reinforced Concrete Structures. Elsevier, 2018.

- [192] Abúndez, A., Pereyra, I., Campillo, B., Serna, S., Alcudia, E., Molina, A., Blanco, A., Mayén, J. Improvement of ultimate tensile strength by artificial ageing and retrogression treatment of aluminium alloy 6061. *Materials Science and Engineering A*, vol. 668, pp. 201–207, 2016.
- [193] Popov, B. N. *Corrosion Engineering: Principles and Solved Problems*. Elsevier, 2015.
- [194] Brace, A. W. Surface treatment and finishing of aluminium. *British Corrosion Journal*, vol. 23, no. 3, pp. 156–156. 1988.
- [195] Guérin, M., Alexis, J., Andrieu, E., Blanc, C., Odemer, G. Corrosion-fatigue lifetime of Aluminium-Copper-Lithium alloy 2050 in chloride solution. *Materials and Design*, vol. 87, pp. 681–692. 2015.
- [196] Yue, T. M., Yu, J. K., Man, H. C. Corrosion behavior of aluminum 2009 / SiC composite, pp. 1069–1072. 2009.
- [197] Sravanthi, M., Manjunatha, K. G. Corrosion Studies of As Casted and Heat Treated Aluminium-7075 Composites. *Materials Today: Proceedings*, vol. 5, no. 10, pp. 22581–22594. 2018.
- [198] Bienvenido, R., Díaz Vázquez, J. E., Botana, J., Cano, M. J., Marcos, M. Preliminary study of the influence of machining conditions in the response to corrosion of UNS-A92024 alloy. *Advanced Materials Research*, vol. 107, no. 1, pp. 117–121. 2010.
- [199] da Silva Savonov, G., Camarinha, M. G. G., Rocha, L. O., Barboza, M. J. R., Martins, G. V., Reis, D. A. P. Study of the influence of the RRA thermal treatment and plasma nitriding on corrosion behavior of 7075-T6 aluminum alloy. *Surface and Coatings Technology*, vol. 374, pp. 736–744. 2019.
- [200] Piao, N., Wang, L., Anwar, T., Feng, X., Sheng, S., Tian, G., Wang, J., Tang, Y., He, X. Corrosion resistance mechanism of chromate conversion coated aluminium current collector in lithium-ion batteries. *Corrosion Science*, vol. 158, p. 108100. 2019.
- [201] Shen, Y., Dong, Y., Liu, T., Guo, Z., Li, Q., Dong, L., Yin, Y., Wang, X. Study of pitting corrosion inhibition effect on aluminum alloy in seawater by biomineralized film. *Bioelectrochemistry*, p. 107408. 2019.
- [202] Farid, R., Rajan, K., Sarkar, D. K. Enhanced corrosion protection of aluminum by ultrasonically dip coated sodium silicate thin films. *Surface and Coatings Technology*, vol. 374, pp. 355–361. 2019.

Capítulo 3. Metodología experimental

Índice

3.1.	Introducción	1
3.2.	Planificación de ensayos	5
3.2.1	Variables consideradas en los ensayos	5
3.2.2	Tipos de ensayos	7
3.2.3	Recepción y codificación del material.....	11
3.2.4	Codificación de los ensayos.....	12
3.3.	Caracterización del material	14
3.4.	Geometría de las probetas.....	17
3.5.	Mecanizado de probetas.....	20
3.5.1	Preparación de las probetas.....	20
3.5.2	Herramienta de corte.....	22
3.5.3	Parámetros de corte.....	24
3.5.4	Mecanizado de probetas.....	26
3.5.5	Grabación del proceso de corte	30
3.6.	Análisis morfológico de la viruta	30
3.7.	Análisis del desgaste de la herramienta.....	31
3.8.	Evaluación de desviaciones geométricas	32
3.8.1	Evaluación de desviaciones microgeométricas.....	32
3.8.2	Evaluación de desviaciones macrogeométricas.....	34
3.9.	Evaluación de propiedades mecánicas	40
3.9.1	Ensayos de microdureza superficial	41
3.9.2	Ensayos de microdureza superficial tras proceso de corrosión por inmersión	43
3.9.3	Ensayos de resistencia a la tracción	47
3.9.4	Ensayos de comportamiento a fatiga por flexión rotativa.....	49
3.9.5	Ensayos de comportamiento a fatiga por flexión rotativa tras corrosión por inmersión	64
3.10.	Generación de informes.....	68
3.11.	Conclusiones.....	69
3.12.	Referencias.....	70

Índice de Figuras

Figura 3.1. Diagrama de la metodología experimental aplicada	2
Figura 3.2. Relación de variables de entrada y salida en la parte experimental.....	7
Figura 3.3. Codificación para la recepción de material.....	11
Figura 3.4. Barras de la aleación de aluminio UNS A97075-T6	12
Figura 3.5. Codificación de los ensayos.....	12
Figura 3.6. Número de caja de herramienta y posición de la herramienta dentro de la caja	13
Figura 3.7. Identificación del filo de corte de la herramienta.....	14
Figura 3.8. Espectrómetro de fluorescencia atómica	15
Figura 3.9. Microscopio Electrónico de Barrido.....	16
Figura 3.10. Imagen SEM de una muestra de aleación UNS A97075-T6. Sección radial	16
Figura 3.11. Imagen SEM de una muestra de aleación UNS A97075-T6. Sección transversal....	17
Figura 3.12. Diseño de la probeta para ensayos de microdureza.....	18
Figura 3.13. Diseño de la probeta para ensayos de tracción	19
Figura 3.14. Diseño de la probeta para ensayos de fatiga	19
Figura 3.15. Clasificación de zonas de una probeta destinada a ensayos a fatiga por flexión rotativa	20
Figura 3.16. Sierra de cinta para corte transversal de barras BELFLEX BF-350-DSA-TF	21
Figura 3.17. Torno manual PINACHO S-90/180 para operaciones previas al mecanizado	22
Figura 3.18. a) Reducción del diámetro de la barra de partida (mm); b) Fabricación del contrapunto	22
Figura 3.19. Herramienta de corte DCMT 11T308 – 14 IC20	23
Figura 3.20. Herramienta de corte: (a) Montada en portaherramientas; (b) Configuración durante el mecanizado.....	23
Figura 3.21. Torno CNC para el mecanizado de las probetas para los diferentes ensayos	27
Figura 3.22. Posición de la herramienta de corte para mecanizado de apoyo y sujeción de la carga en la probeta de ensayo a fatiga.....	28
Figura 3.23. Preparación del roscado mediante terraja de roscar.....	29
Figura 3.24. Probeta para ensayo a fatiga tras la operación de mecanizado	29
Figura 3.25. Imagen del proceso de mecanizado.....	30
Figura 3.26. Almacenaje y fotografiado de la viruta originada en el mecanizado.....	31
Figura 3.27. Sistema de captura de imágenes de la herramienta mediante microscopía óptica estereoscópica (SOM)	32
Figura 3.28. Sistema para medición de la rugosidad superficial.....	33
Figura 3.29. Medición de rugosidad superficial en probetas para ensayos de microdureza	34

Figura 3.30. Medida de rugosidad en probetas para ensayos de resistencia a tracción y comportamiento a fatiga	34
Figura 3.31. Secciones de medidas para desviaciones geométricas con reloj comparador	36
Figura 3.32. Generatrices para la obtención de PAR y STR	37
Figura 3.33. Desviaciones geométricas de PAR y STR	37
Figura 3.34. Desviaciones geométricas de CRO, CON y RON	38
Figura 3.35. Desviación geométrica TCRO	39
Figura 3.36. Desviación geométrica de CYL	40
Figura 3.37. Medidora de forma MMQ-44 de MAHR. Laboratorio de Metrología de la Universidad de Cádiz	40
Figura 3.38. Microdurómetro MATSUZAWA, modelo MXT 70, para ensayos de microdureza superficial	41
Figura 3.39. Ensayos de microdureza Vickers	42
Figura 3.40. Ajuste de la huella para obtención del valor de microdureza	42
Figura 3.41. Metodología para ensayos de microdureza superficial	43
Figura 3.42. Limpieza de las muestras para el proceso de corrosión	44
Figura 3.43. Preparación de las muestras para inmersión en la disolución.....	44
Figura 3.44. Inmersión de las muestras en solución salina.....	45
Figura 3.45. (a) Bomba de aire TETRA, modelo APS 50; (b)Termómetro para control de temperatura de la solución salina.....	45
Figura 3.46. Probetas para ensayo de microdureza tras el proceso de corrosión por inmersión	46
Figura 3.47. Metodología para ensayos de microdureza superficial en probetas sometidas a corrosión	47
Figura 3.48. Equipo para ensayos a tracción MTS Insight Electromechanical Testing System...	48
Figura 3.49. Metodología para ensayos de resistencia a tracción.....	49
Figura 3.50. Diseño del módulo estructural para el equipo de ensayos a fatiga por flexión rotativa	51
Figura 3.51. Esfuerzos a los que se encuentra sometido el equipo de ensayo a fatiga por flexión rotativa	51
Figura 3.52. Desplazamientos debidos a las cargas soportadas en el equipo de ensayo a fatiga por flexión rotativa.....	52
Figura 3.53. Elementos reutilizados de un torno Cumbre 022 (a) bloque cinemático, (b) motor eléctrico.....	52
Figura 3.54. Sistema de poleas para transmisión de giro	53
Figura 3.55. Portapinzas para la sujeción de la probeta	54
Figura 3.56. Componentes del módulo de transmisión de carga	54
Figura 3.57. Módulo transmisión de carga	54
Figura 3.58. Efecto de la carga sobre la probeta.....	55

Figura 3.59. Sistema para sujeción del módulo de carga en caso de rotura de la probeta.....	56
Figura 3.60. Sistema de deslizadera entre perfiles	56
Figura 3.61. Sistema para medición del número de ciclos (N).....	57
Figura 3.62. Cuadro de maniobra de la máquina de ensayos a fatiga	58
Figura 3.63. Cuadro eléctrico de protección.....	58
Figura 3.64. Equipo para ensayos a fatiga por flexión rotativa.....	59
Figura 3.65. Diagrama de flujo para el montaje de la máquina de ensayos a fatiga	60
Figura 3.66. Control de la concentricidad de la probeta.....	61
Figura 3.67. Rotura de la probeta tras un ensayo a fatiga por flexión rotativa	63
Figura 3.68. Imagen por Microscopía Óptica Estereoscópica de la superficie de rotura tras ensayo a fatiga (a) 13X, (b) 30X.....	63
Figura 3.69. Metodología para ensayos a fatiga por flexión rotativa	64
Figura 3.70. Limpieza de probetas para ensayos a fatiga previo al proceso de corrosión por inmersión	65
Figura 3.71. Inmersión de probetas para ensayos a fatiga en disolución salina.....	65
Figura 3.72. Probetas para ensayos a fatiga tras el proceso de corrosión por inmersión.....	66
Figura 3.73. Rotura tras ensayo a fatiga de una probeta sometida a corrosión por inmersión .	67
Figura 3.74. Metodología para ensayos a fatiga en probetas sometidas a un proceso de corrosión por inmersión.....	68

Índice de Tablas

Tabla 3.1. Variables de entrada y salida.....	5
Tabla 3.2. Tipología de ensayos a fatiga [7–11]	9
Tabla 3.3. Composición de la aleación de aluminio ensayada (% masa)	15
Tabla 3.5. Longitud de las probetas en función del ensayo objetivo.....	21
Tabla 3.6. Características geométricas de la herramienta de corte.....	23
Tabla 3.7. Parámetros de corte utilizados en el mecanizado de probetas para ensayos de dureza (sometidas y sin someter a corrosión).....	24
Tabla 3.8. Parámetros de corte utilizados en los ensayos de dureza sin corrosión.....	25
Tabla 3.9. Parámetros de corte utilizado en ensayos de resistencia a la tracción sin corrosión	25
Tabla 3.10. Parámetros de corte utilizados en ensayos de fatiga por flexión rotativa, previo y posterior a corrosión.....	26
Tabla 3.11. Cargas (F) aplicadas en los extremos y tensión (S) correspondiente en la zona de rotura.	62

3.1. Introducción

Considerando lo desarrollado en el capítulo anterior, la integridad superficial de las piezas mecanizadas, entendida en la globalidad de su definición, es una de las características de calidad más apreciadas en las operaciones de mecanizado, principalmente en sectores industriales con altas exigencias en los requisitos de calidad, como ocurre en la industria aeronáutica.

Teniendo en cuenta la clasificación establecida en las propiedades que definen a la integridad superficial (macrogeométricas, microgeométricas y físico-químicas), es importante tener en cuenta que éstas no se encuentran aisladas, sino que están interrelacionadas entre sí, presentando en muchos casos efectos sinérgicos.

Tal y como se ha indicado en el primer capítulo, el objetivo principal de esta Tesis Doctoral es el estudio de la influencia de las condiciones de corte en el comportamiento a fatiga de piezas torneadas en seco de la aleación de aluminio UNS A97075-T6. Para ello, es conveniente diseñar y llevar a cabo un conjunto de ensayos que permitan determinar dicha relación a partir de su posterior análisis, teniendo en cuenta que las variables de salida no son independientes entre sí, siendo fundamental establecer una metodología experimental que permita cumplir con dicho objetivo, a partir del equipamiento y material disponible.

Además, también es objeto de este estudio la evaluación de la influencia de las condiciones de mecanizado en otras propiedades mecánicas, como la microdureza superficial y la resistencia a la tracción.

De esta forma, en el presente capítulo se desarrolla una metodología experimental que permite establecer un procedimiento para dichos análisis, definiendo el equipamiento utilizado en cada una de las acciones o etapas llevadas a cabo en el presente trabajo. A continuación, en la Figura 3.1 se representa un esquema general de dicha metodología,

el cual se ha dividido en un conjunto de fases, a fin de identificar las actuaciones llevadas a cabo.

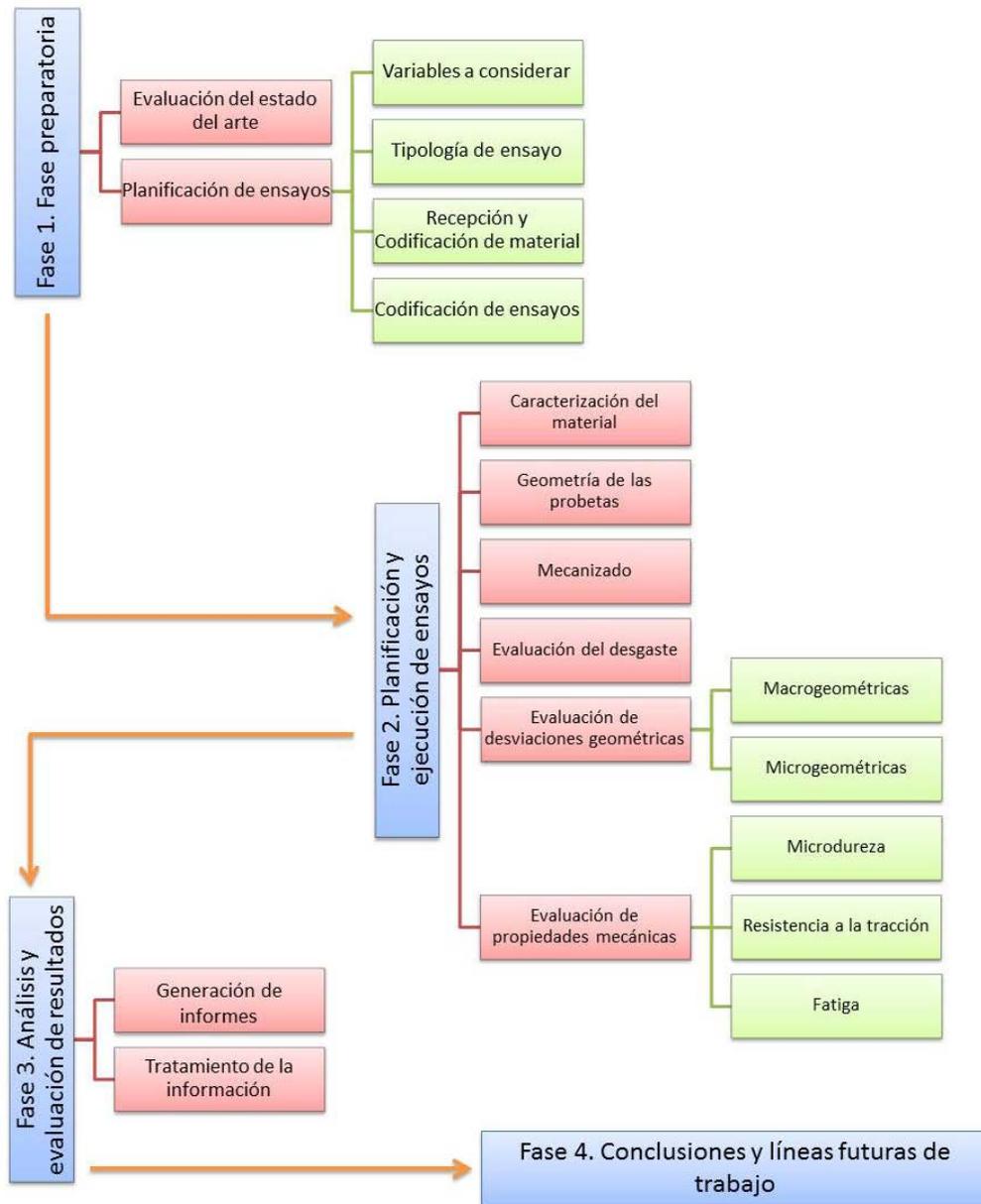


Figura 3.1. Diagrama de la metodología experimental aplicada

Fase 1. Fase preparatoria: En esta fase se establecen las actividades previas al inicio de la parte experimental, definiendo los elementos y características necesarias para la consecución de los ensayos posteriores:

- *Revisión del estado del arte:* con objeto de caracterizar el *gap* del conocimiento en la temática objeto de estudio, permitiendo establecer requisitos previos y una inicial contrastación de parte de los resultados obtenidos. Esta etapa corresponde a lo ya recogido en el capítulo 2 de esta memoria.

- *Planificación de los ensayos:* identificando todos los materiales, el equipamiento a emplear y las condiciones de ensayos (variables de entrada y salida) necesarias para su correcta ejecución, a fin de permitir alcanzar los objetivos establecidos.
 - o Variables consideradas en los ensayos. Se seleccionan, como valores de entrada, los parámetros de corte del proceso y, como variables de salida, aquellas propiedades que pueden afectar a la integridad superficial de piezas mecanizadas, como son la rugosidad superficial, las desviaciones macrogeométricas o las propiedades mecánicas y físico químicas.
 - o Tipos de ensayos a realizar. Se establece la tipología de ensayos que se considera llevar a cabo en función de cada propiedad objeto de estudio.
 - o Recepción y codificación de material. Se cataloga el material a utilizar en los ensayos, de forma que se pueda garantizarla trazabilidad posterior de los resultados obtenidos.
 - o Codificación de ensayos. Se establece un código que permita identificar cada ensayo realizado, haciéndolo único, y asegurando la correspondencia con los elementos utilizados para llevarlo a cabo (material, herramienta y condiciones de corte).

Fase 2. Planificación y ejecución de ensayos. En esta fase se realizan los diferentes ensayos establecidos para alcanzar los objetivos planteados, así como el conjunto de acciones complementarias que faciliten el análisis de resultados:

- *Caracterización del material ensayado:* análisis de la composición química y de la estructura granular del material utilizado en los ensayos.
- *Definición geométrica de las probetas:* dado que se han realizado diferentes tipos de ensayos para establecer cada una de las propiedades mecánicas, se han seleccionado diferentes geometrías, para que se adapten al análisis o ensayo de cada una de ellas, atendiendo a criterios de simplicidad o considerando las exigencias de la normativa nacional o internacional, en los casos que así lo exigen.
- *Mecanizado de probetas.* Se han establecido las características de la geometría necesaria en cada una de las operaciones de mecanizado, así como las diferentes condiciones de corte y características de las herramientas utilizadas (material y geometría).
- *Evaluación del desgaste de herramienta:* Se ha evaluado el desgaste de la herramienta, así como su posible influencia en el resto de variables de salida analizadas.
- *Evaluación de desviaciones geométricas.* Se han tenido en cuenta tanto las desviaciones microgeométricas como las macrogeométricas.
 - o Evaluación del perfil de rugosidad superficial. Se ha adquirido el perfil de rugosidad de las distintas probetas mecanizadas, utilizando para su caracterización distintos parámetros, tales como la rugosidad media aritmética, R_a , o la máxima altura del perfil, R_z . Se ha analizado su influencia sobre el resto de variables de salida estudiadas.

- Evaluación de desviaciones macrogeométricas. Se han medido diferentes desviaciones geométricas generadas durante el proceso de mecanizado, identificando el procedimiento utilizado para su cuantificación, y analizando su influencia en el resto de variables de salida del proceso.
- *Evaluación de propiedades mecánicas:* De entre el conjunto de propiedades mecánicas, se han considerado, para su evaluación y análisis, la microdureza, la resistencia a tracción y el comportamiento a fatiga.
 - Ensayos de microdureza. Se han analizado las características de dureza superficial de las muestras mecanizadas en función de las condiciones de corte. Además, se ha evaluado la influencia de procesos de corrosión por inmersión en dicha propiedad.
 - Ensayos de resistencia a tracción. Análisis del comportamiento a tracción del material objeto de estudio y la posible influencia de los parámetros de corte sobre dicha propiedad.
 - Ensayos de fatiga. Se ha evaluado el comportamiento a fatiga de la aleación objeto de estudio, analizando la posible influencia de las características superficiales de las probetas (microgeométricas, macrogeométricas y físico químicas) sobre dicho comportamiento. Adicionalmente, se ha analizado dicho comportamiento tras un proceso de corrosión de las probetas.

Fase 3. Análisis y evaluación de resultados. Una vez concluida la fase experimental de evaluación de cada una de las propiedades que influyen en la integridad superficial, se ha realizado el análisis y discusión de los resultados obtenidos, para lo cual se ha tenido en cuenta:

- *Generación de informes.* Se han registrado todos los datos obtenidos en cada uno de los especímenes ensayados, estando unitariamente identificados a partir de la codificación de ensayos realizada previamente.
- *Tratamiento de la información.* Incluye el tratamiento matemático de los diferentes resultados obtenidos en cada uno de los ensayos, así como el desarrollo de una serie de modelos paramétricos que permiten relacionar las variables de entrada del proceso con sus variables de salida, en aquellos casos en los que sea posible establecer dicha relación.

Fase 4. Conclusiones y líneas futuras de trabajo. Una vez realizado el análisis y discusión de los resultados obtenidos en la fase experimental, se ha establecido el conjunto de conclusiones más relevantes, permitiendo identificar el grado de consecución de los objetivos establecidos inicialmente. Finalmente, se han propuesto un conjunto de actuaciones que deriven del trabajo realizado y que sean de interés futuro en procesos de investigación.

La metodología experimental utilizada en esta Tesis Doctoral está basada en las metodologías empleada por otros investigadores pertenecientes a la Universidad de Málaga y de la Universidad de Cádiz, que han realizado otros estudios relacionados con el análisis de la integridad superficial en procesos de mecanizado en seco de aleaciones de aluminio de uso aeronáutico [1–4]. Estas metodologías se han actualizado y adaptado para la consecución de los objetivos establecidos en el presente trabajo.

3.2. Planificación de ensayos

Previamente a la ejecución de la parte experimental, se ha considerado un conjunto de decisiones, relacionadas con ciertos aspectos de la misma, para que permitan llevarla a cabo de forma acorde a los objetivos establecidos. Los aspectos valorados están relacionados con:

- Variables consideradas en los ensayos.
- Tipos de ensayos.
- Recepción y codificación del material.
- Codificación de los ensayos.

3.2.1 Variables consideradas en los ensayos

Dadas la naturaleza y características de los procesos de mecanizado, son múltiples las variables (de entrada y salida) que intervienen en ellos. Debido a este número elevado de variables, y con objeto de simplificar el análisis, se ha mantenido fijo el valor de un conjunto de éstas variables de entrada, mientras que las restantes adoptarán diferentes valores, dentro de la gama preestablecida a seleccionar, siendo objeto de estudio en la influencia sobre las variables de salida consideradas.

El proceso de mecanizado, como se ha comentado en el capítulo 2, origina alteraciones en la superficie de las piezas sobre las que se realiza, las cuales van a ser consideradas como variables de salida y que dependerán directamente de una modificación de las variables de entrada.

De acuerdo con ello, en la Tabla 3.1 se indican el conjunto de variables de entrada (tanto con valores fijados como aquellas que son susceptibles de modificarse) y el de variables de salida de interés en el presente trabajo.

Tabla 3.1. Variables de entrada y salida

Variables de entrada		Variables de salida
Fijas	No fijas	
Material	Parámetros de corte	Desgaste de la herramienta
Geometría y material de herramienta		Morfología de la viruta
Condiciones de lubricación (seco)		Propiedades geométricas (macro y microgeométricas)
		Propiedades físico-químicas

El material analizado se corresponde con una aleación de aluminio-zinc UNS A97075-T6, ampliamente utilizada en el sector aeronáutico para la fabricación de componentes estructurales en aeronaves. Dicho material es recepcionado (epígrafe 3.2.3) y posteriormente mecanizado para adaptar su geometría, según la tipología de ensayo en el que se vaya a usar (epígrafe 3.2.2).

Se han establecido diferentes geometrías de probeta, adecuándose cada una de ellas al tipo de ensayos al que se vayan a destinar. Para ello, se han tenido en cuenta cada una de las normas (ISO o UNE) que afecten al ensayo o variable analizada. Dicha geometría se describe en el epígrafe 3.4.

Igualmente, se ha fijado la herramienta de corte, tanto en el material que la constituye como en su geometría, con el objetivo de realizar los ensayos con un único tipo de herramienta de corte. Las características de la herramienta utilizada se describen en el epígrafe 3.5.

El tipo de operación de mecanizado también se ha fijado, seleccionando para ello una operación de torneado. Esta operación se ha seleccionado debido a que la mayoría de ensayos de propiedades mecánicas a llevar a cabo requieren de geometrías de revolución, fácilmente obtenibles mediante torneado. Por otra parte, se trata de un proceso sencillo de ejecutar que permite una fácil observación y toma de medidas. Dicho proceso queda descrito en el epígrafe 3.5.

La operación de mecanizado se llevará a cabo en ausencia total de fluidos de corte (en seco). Con ello se pretende utilizar un proceso de fabricación sostenible, así como analizar los efectos de su ausencia en la calidad de las piezas obtenidas. Cabe destacar que, tal y como se ha justificado en capítulos previos, se trata de un tipo de análisis altamente demandado por la industria.

Por lo tanto, como se ha indicado en la 0, las variables que se han considerado en el proceso, para su análisis, se corresponden con los siguientes parámetros de corte:

- Velocidad de corte (v_c)
- Avance (f)
- Profundidad de corte (a_p)

Los valores de estos parámetros de corte, utilizados para los distintos ensayos, se recogen en el epígrafe 3.5.3.

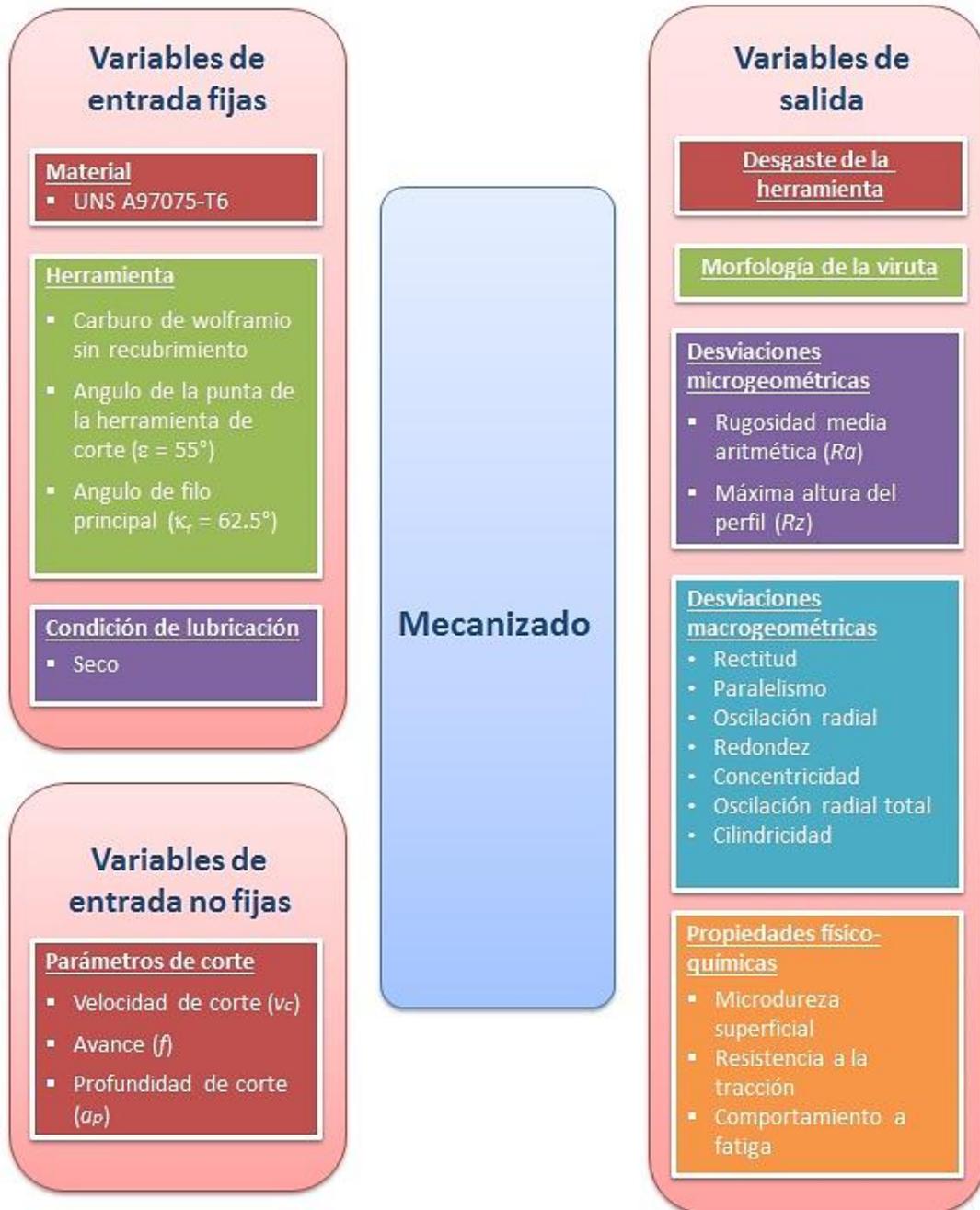
Una vez realizada la operación de mecanizado, empleando las variables de entrada anteriormente indicadas, se pretende analizar un conjunto de variables de salida, en función de los parámetros de corte seleccionados. Las variables de salida consideradas han sido las siguientes:

- Morfología de la viruta (epígrafe 3.6)
- Desgaste de la herramienta (epígrafe 3.7)
- Desviaciones microgeométricas (epígrafe 3.8.1)
- Desviaciones macrogeométricas (epígrafe 3.8.2)
- Microdureza Superficial (epígrafe 3.9.1 y 3.9.2)
- Resistencia a la tracción (epígrafe 3.9.3)
- Comportamiento a fatiga (epígrafe 3.9.4 y 3.9.5)

Para el análisis de cada una de estas variables de salida, se ha propuesto su correspondiente metodología, la cual se desarrolla en apartados sucesivos.

A modo de resumen, en la Figura 3.2 se establecen el conjunto de variables de entrada y de salida establecidas en esta Tesis Doctoral para la parte experimental.

Figura 3.2. Relación de variables de entrada y salida en la parte experimental



3.2.2 Tipos de ensayos

Para la evaluación de las variables de salida se han realizado diferentes tipos de ensayos mecánicos. Previamente a estos ensayos, se han llevado a cabo un conjunto de actuaciones que permiten analizar la relación entre la variable de entrada (parámetros de corte), con un conjunto de variables de salida, además de permitir relacionar dichas variables de salida entre sí.

Los ensayos de mecánicos que se han llevado a cabo han sido de tres tipos: microdureza, tracción y fatiga. A continuación, se describen brevemente las fases seguidas en cada uno de los ensayos, las cuales serán descritas, en mayor detalle, en posteriores epígrafes.

Ensayos de microdureza superficial

En este tipo de ensayos se ha evaluado la influencia de los parámetros de corte, v_c , f y a_p , sobre la dureza superficial de las piezas torneadas. El ensayo de dureza superficial seleccionado ha sido el ensayo Vickers, ampliamente utilizado en piezas mecanizadas.

El desarrollo de la parte experimental de los ensayos de dureza se ha realizado conforme a la norma UNE-EN ISO 6507-1:2018 “Materiales metálicos. Ensayo de dureza Vickers. Parte 1: Método de ensayo” [5].

Una vez mecanizada la probeta con las condiciones establecidas de diseño se han realizado las siguientes actuaciones:

1. Control geométrico de la pieza mecanizada con objeto de comprobar que se cumplan las condiciones de diseño.
2. Obtención del perfil de rugosidad de la pieza mecanizada, caracterizando la calidad superficial a través de la rugosidad media aritmética (Ra) y de la máxima altura del perfil (Rz), analizando la influencia de los parámetros de corte.
3. Ejecución del ensayo de microdureza Vickers con baja carga, analizando la influencia de los parámetros de corte en los resultados obtenidos.
4. Realización de un proceso de corrosión de las probetas por inmersión en solución salina, modificando las características superficiales.
5. Obtención del perfil de rugosidad de la pieza mecanizada sometida al proceso de corrosión por inmersión, caracterizando la calidad superficial a través de la rugosidad media aritmética (Ra) y de la máxima altura del perfil (Rz), y analizando la influencia de los parámetros de corte.
6. Ejecución de un nuevo ensayo de dureza Vickers de baja carga a las probetas sometidas al proceso de corrosión, analizando la influencia de los parámetros de corte.

Ensayos de resistencia a la tracción

Otra propiedad mecánica, de interés en el estudio del comportamiento de materiales para piezas sometidas a carga, es la resistencia a la tracción. Con estos ensayos se pretende, además, determinar si existe una influencia de los parámetros de corte sobre el comportamiento a tracción del material objeto de estudio.

Se han realizado diferentes ensayos a tracción en distintas probetas, mecanizadas bajo distintos valores de los parámetros de corte v_c , f y a_p .

Para la realización de los ensayos a tracción se han seguido las recomendaciones recogidas en la norma UNE-EN ISO 6892-1:2017 “Materiales metálicos. Ensayo de tracción. Parte 1: Método de ensayo a temperatura ambiente [6].

De forma similar a lo establecido anteriormente, se ha realizado el siguiente conjunto de actuaciones:

1. Control geométrico de las probetas mecanizadas, con objeto de comprobar que se cumplen las condiciones de diseño.
2. Obtención del perfil de rugosidad de la pieza mecanizada, caracterizando la calidad superficial a través de la rugosidad media aritmética (Ra) y de la máxima altura del perfil (Rz), analizando la influencia de los parámetros de corte.
3. Ejecución del ensayo de tracción, analizando la influencia de los parámetros de corte sobre los resultados obtenidos. La resistencia a la tracción ha sido caracterizada a través de la Tensión Última de Servicio (UTS, Ultimate Tensile Strength).

Ensayos de fatiga

El comportamiento a fatiga de materiales metálicos despierta gran interés en la industria por su influencia en aspectos tan importantes como la fiabilidad y la seguridad, tal como se ha comentado con anterioridad. Por otra parte, dado que el caso estudiado se trata de un tipo de aleaciones cuyo número de ciclos de vida a fatiga es muy elevado, esto confiere una mayor complejidad a los ensayos, dada la prolongada duración de los mismos.

De forma similar a las propiedades mecánicas, descritas previamente, con estos ensayos se pretende evaluar la influencia de los parámetros de corte sobre el comportamiento a fatiga de la aleación de aluminio objeto de estudio. Para ello, se ha realizado un conjunto de ensayos de fatiga sobre piezas torneadas con diferentes valores de parámetros de corte. En este caso, solo se han tomado variaciones de v_c y f , manteniéndose constante a_p , debido a la elevada cantidad de ensayos que requiere este tipo de estudios. Tal y como se ha indicado en el establecimiento del estado del arte, todo parece indicar que a_p es el parámetro de menor influencia sobre el perfil de rugosidad de piezas mecanizadas bajo las condiciones de estudio, por lo que podría presentar una menor repercusión en la generación y crecimiento de grieta y, por tanto, sobre el comportamiento a fatiga.

Dentro de las distintas tipologías de ensayos a fatiga (Tabla 3.2), se ha optado por el de flexión rotativa, debido a su sencillez de ejecución. Además, este ensayo se realiza sobre piezas de revolución, fácilmente obtenibles mediante operaciones de torneado. Para llevar a cabo estos ensayos, se ha diseñado y fabricado un banco de ensayos, mediante la reutilización de diversos componentes de un torno paralelo en desuso. Esto supone una adicional aportación en el desarrollo de la presente Tesis Doctoral, al tener que dar solución tecnológica a los problemas planteados en su construcción.

Tabla 3.2. Tipología de ensayos a fatiga [7–11]

Norma	Título
ISO 1099:2017	Axial force-controlled method
ISO 1352:2011	Torque controlled method

ISO 12106:2003	Axial strain controlled method
ISO 12108:2018	Fatigue crack growth method
ISO 1143:2010	Rotating bar bending testing

El diseño de la probeta, así como la ejecución de los ensayos, se han realizado conforme a lo establecido en la norma ISO 1143:2010 sobre ensayos a fatiga a flexión rotativa de materiales metálicos [11]. Considerando que el comportamiento a fatiga del material depende de muchos factores y que, habitualmente, este tipo de ensayos presenta gran dispersión en los resultados, se ha tenido en cuenta lo indicado en la norma ISO 12107:2012 sobre el análisis de datos y planeamiento estadístico de ensayos a fatiga de materiales metálicos [12], para establecer el número de ensayos a realizar para cada combinación de parámetros de corte utilizada. Igualmente, para el posterior análisis y tratamiento de los resultados obtenidos, se han seguido las directrices establecidas en esa misma norma.

Por tanto, para la realización de los ensayos a fatiga, se ha realizado el siguiente conjunto de actuaciones:

1. Control geométrico de las probetas mecanizadas, con objeto de comprobar el cumplimiento de las condiciones de diseño.
2. Análisis del estado de la herramienta al finalizar cada operación de mecanizado, a fin de determinar la influencia de los parámetros de corte sobre el desgaste de la herramienta, así como su posible influencia sobre el comportamiento a fatiga.
3. Análisis morfológico de la viruta generada durante la operación de mecanizado, clasificando la tipología de viruta obtenida en función de los parámetros de corte.
4. Obtención del perfil de rugosidad de la pieza mecanizada, caracterizando la calidad superficial a través de la rugosidad media aritmética (Ra) y de la máxima altura del perfil (Rz), analizando la influencia de los parámetros de corte.
5. Evaluación de las desviaciones macrogeométricas originadas durante el proceso de mecanizado. En concreto, se han obtenido los valores de rectitud (STR), paralelismo (PAR), redondez (RON), concentricidad (CON), oscilación racial (CRO), oscilación radial total ($TCRO$) y cilindridad (CYL) de las probetas mecanizadas. Con ello se pretende analizar la influencia de los parámetros de corte sobre dichas desviaciones, y su posible influencia sobre el comportamiento a fatiga.
6. Ejecución del ensayo a fatiga por flexión rotativa, analizando la posible relación entre los parámetros de corte y el comportamiento a fatiga. Para los ensayos se han utilizado distintos niveles de carga, con el objetivo de obtener las curvas de Whöler de la aleación estudiada.
7. En los casos donde sea posible, establecimiento de un conjunto de ecuaciones paramétricas que permitan obtener una relación entre el comportamiento a fatiga (carga-número de ciclos) y los parámetros de corte.

8. Ejecución de procesos de corrosión por inmersión en solución salina sobre las probetas de fatiga.
9. Obtención del perfil de rugosidad de las probetas sometidas a procesos de corrosión, caracterizando la calidad superficial a través de la rugosidad media aritmética (Ra) y de la máxima altura del perfil (Rz), y analizando la influencia de los parámetros de corte sobre los resultados obtenidos.
10. Ejecución de ensayos a fatiga por flexión rotativa en probetas sometidas a procesos de corrosión, analizando la influencia de los parámetros de corte y del acabado superficial sobre el comportamiento a fatiga, sometiendo a las probetas a una misma carga.

3.2.3 Recepción y codificación del material

Previamente a la ejecución de la fase experimental, se ha establecido una codificación, tanto del material recibido como de los ensayos a realizar, de forma que en todo momento se puede identificar la trazabilidad de cada uno de los ensayos, identificando con facilidad, tras dicha fase experimental, los diferentes elementos que han formado parte del proceso.

La codificación establecida se ha realizado de forma que permita utilizar el mismo procedimiento para diferentes tipos de materiales, los cuales serán objeto de estudio en futuros trabajos de investigación dentro de la misma línea.

Para ello, inicialmente se ha establecido una codificación para caracterizar la recepción del material. El material ha sido adquirido en forma de barras de aluminio, con una longitud de 3 metros y diámetro de 20 mm, de las que se extraerán barras de diferente longitud, adaptadas a las necesidades de los distintos ensayos a realizar. Dicha codificación contempla aspectos como el tipo de material, el lote de recepción y el número de barra (Figura 3.3):

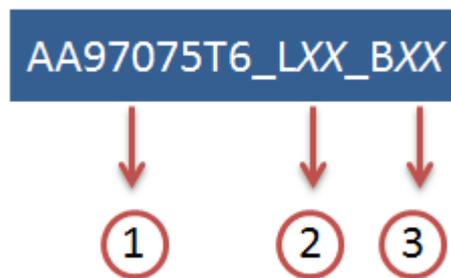


Figura 3.3. Codificación para la recepción de material

1. **Tipo de material (AA7075T6).** Correspondiente al tipo de material de partida. En la presente Tesis se corresponde con la aleación de aluminio UNS A97075-T6.
2. **Lote de material (LXX).** Correspondiente al lote completo de material recibido. En cada recepción de material se ha modificado, incrementándose en cantidad de una unidad con respecto al lote anteriormente recibido.
3. **Número de barra (BXX).** Considerando que un lote de material contiene un número de barras elevado, cada una de ellas se ha numerado de forma. Dicha

numeración permite establecer una trazabilidad del ensayo realizado con la barra de la que procede el material utilizado..

Para la realización de la presente Tesis Doctoral han sido necesarias un total de 25 barras (B01-B25), todas ellas recepcionadas en un único pedido (L01). En la Figura 3.4 se puede observar las barras utilizadas para la realización de los diferentes ensayos.



Figura 3.4. Barras de la aleación de aluminio UNS A97075-T6

3.2.4 Codificación de los ensayos

De forma similar al de recepción, se ha considerado una codificación para el conjunto de diferentes tipos de ensayos que se han realizado, lo que les permitirá ser fácilmente trazables en futuras observaciones, y será de utilidad en la justificación de resultados. En este caso, se han tenido en cuenta diferentes aspectos, como el tipo de material, el lote de recepción, el número de barra, las características de la herramienta y el filo de corte utilizado, los parámetros de corte y la repetición del ensayo (cuando se considera necesario, bien porque lo indique alguna norma o porque se quieran tener en cuenta otros aspectos).

Por tanto, el sistema de codificación empleado para cada ensayo se puede observar en la Figura 3.5.

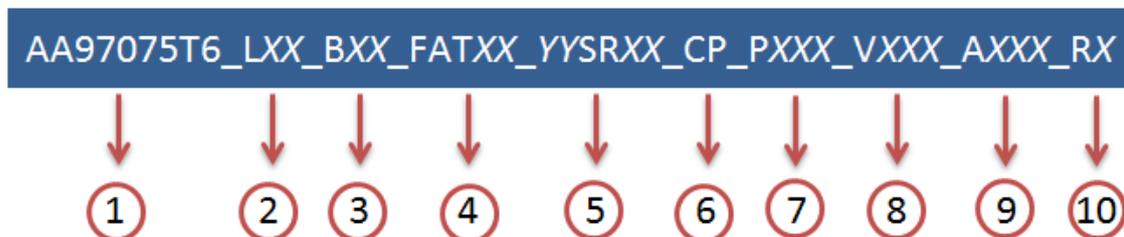


Figura 3.5. Codificación de los ensayos

1. **Tipo de material (AA97075T6).** De forma similar a como se ha codificado cada una de las barras, se ha indicado el tipo de material utilizado durante el ensayo. En este estudio se corresponde con la aleación de aluminio UNS A97075-T6.
 2. **Lote (LXX).** Correspondiente a la partida de compra de dicho material, siguiendo las indicaciones anteriormente expuestas en la codificación de material de partida.
 3. **Barra (BXX).** Cada lote de material adquirido ha sido suministrado en forma de distintas barras, que han sido numeradas en el momento de su recepción, facilitándose la trazabilidad de cada probeta utilizada.
 4. **Tipo de ensayo.** Se han establecido varias identificaciones en el código, correspondientes a los diferentes tipos de ensayos realizados:
 - a. DUR. Ensayo de microdureza superficial.
 - b. D+C. Ensayo de microdureza superficial en piezas sometidas a procesos de corrosión.
 - c. UTS. Ensayo de tracción.
 - d. FATXX. Ensayo a fatiga, donde XX corresponde a la carga (kg) aplicada en el extremo de la probeta.
 - e. F+CXX. Ensayo de fatiga sobre piezas sometidas a procesos de corrosión, donde XX se corresponde con la carga (kg) aplicada en el extremo de la probeta.
 5. **Número de caja de herramienta y posición dentro de la caja (YYSRXX).** Cada caja de herramientas utilizada se ha numerado con un código de dos dígitos (YY). Cada caja contiene 10 herramientas, por lo que cada posición se ha numerado, identificándose la herramienta, dentro de la caja, con números comprendidos del 1 al 10 (XX), como se puede observar en Figura 3.6.
- Además, se ha considerado si la herramienta de corte tiene o no tiene recubrimiento.
- a. CR. Con recubrimiento.
 - b. SR. Sin recubrimiento.



Figura 3.6. Número de caja de herramienta y posición de la herramienta dentro de la caja

6. **Filo de corte:** Identifica el filo de la herramienta utilizado para el mecanizado, pudiendo tomar el valor CP o SP, donde CP representa al filo que posee una huella, realizada por el fabricante, en la proximidad de la punta de la herramienta con forma de punto, y SP al filo contrario que no dispone de dicha marca con forma de punto (Figura 3.7).

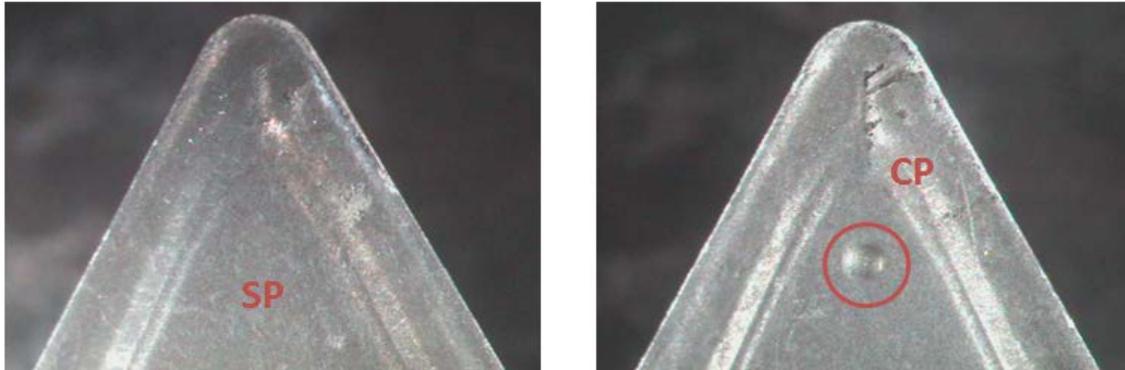


Figura 3.7. Identificación del filo de corte de la herramienta

7. **Profundidad de corte (PXXX):** Carácter P seguido de tres dígitos correspondientes al valor de la profundidad, expresado en décimas de milímetros. Por ejemplo: $a_p = 1.0$ mm (P010), $a_p = 0.5$ mm (P005).
8. **Velocidad de corte (VXXX):** De forma similar, se utiliza el carácter V para representar la velocidad de corte, seguido de tres dígitos, correspondientes a su valor en m/min. Por ejemplo: $v_c = 40$ m/min (V040).
9. **Avance (AXXX):** Carácter A seguido de tres dígitos, correspondientes al valor del avance expresado en centésimas de mm/r. Por ejemplo: $f = 0.05$ mm/r (A005), $f = 0.10$ mm/r (A010).
10. **Repeticiones de ensayo (RX):** Aquellos ensayos que han requerido una repetitividad han sido numerados de 1-9. En caso contrario, se ha codificado con R0.

3.3. Caracterización del material

El material utilizado para la realización de la presente Tesis Doctoral ha sido la aleación de aluminio de uso aeronáutico UNS A97075-T6. Este tipo de aleación presenta una estructura compacta y con buena resistencia a la corrosión. Su buena relación densidad-resistencia mecánica la hacen apropiada para su uso como elemento de la estructura de aeronaves. Por otra parte, tal y como se ha comentado en el capítulo de revisión bibliográfica, la UNS A97075-T6 se trata de una aleación poco estudiada en lo que respecta a la relación existente entre los parámetros de corte empleados en la fabricación de piezas de dicho material y el comportamiento a fatiga de éstas.

El tratamiento térmico aplicado (T6) se realiza a una temperatura de 135 °C, con una duración de entre 12 y 16 horas, lo que le confiere al material una mayor resistencia mecánica, mejorando las propiedades mecánicas a las que presentan habitualmente los aceros.

Una vez recepcionado el material, se han tomado muestras de diversas barras de aluminio, seleccionadas de forma aleatoria, a fin de asegurar que el material utilizado corresponda con la aleación de aluminio UNS A97075-T6.

Para obtener la composición del material, se han realizado ensayos en un espectrómetro de fluorescencia atómica por dispersión de longitud de onda de Thermo Fisher, modelo ADVANT XP+ (Figura 3.8.), equipo perteneciente a los Servicios Centrales de Apoyo a la Investigación (SCAI) de la Universidad de Málaga. Los resultados obtenidos en dos de las muestras se muestran en la Tabla 3.2. Estos resultados han sido contrastados con lo indicado en la norma UNE 38371: 2003 [13], observándose que el material se corresponde con la aleación objeto de estudio (Tabla 3.3).



Figura 3.8. Espectrómetro de fluorescencia atómica

También se ha realizado un análisis de la microestructura del material utilizado para los ensayos. Se prepararon diversas muestras en dos planos ortogonales, por cada una de las muestras seleccionadas, radial y trasversal, realizando el análisis en las dos posibles direcciones de la microestructura del material.

Tabla 3.3. Composición de la aleación de aluminio ensayada (% masa)

	Zn	Mg	Cu	Cr	Fe	Mn	Otros	Al
Muestra analizada 1	5.39	2.88	1.39	0.182	0.296	0.117	1.135	88.61
Muestra analizada 2	5.31	2.61	1.45	0.183	0.232	0.123	2.692	87.40
Límite de composición	5.1-6.1	2.1-2.9	1.2-2	0.18-0.28	≤0.5	≤0.3	-	≤90

Con este fin, se han aplicado técnicas de microscopía electrónica de barrido (Scanning Electron Microscopy, SEM) y de espectrometría de energía dispersiva (Energy Dispersive Spectroscopy, EDS), utilizando para ello un microscopio Electrónico de Barrido de Emisión de Campo con Haz de Iones Focalizado, Modelo Helios Nanolab 650 (Figura 3.9.), perteneciente al Servicio de microscopía FESEM-FIB, del Centro de Bioinnovación (SCBI) de la UMA.



Figura 3.9. Microscopio Electrónico de Barrido

En la Figura 3.10 se puede observar las imágenes obtenidas correspondientes a la muestra en dirección radial y a la muestra en dirección transversal de la probeta. En las imágenes se pueden identificar diferentes intermetálicos que se encuentran dentro de la matriz principal de aluminio. Estos intermetálicos se corresponden con compuestos de Mg_2Si y otras partículas de forma irregular, como Al_7Cu_2Fe . La presencia de estos intermetálicos afectará al comportamiento del material durante la operación de mecanizado.

Los intermetálicos de la muestra de la sección radial de la probeta (Figura 3.10), presentan una forma más alargada que aquellos que se observan en la muestra de la sección transversal (Figura 3.11). Esto es debido a que las barras de aluminio se han obtenido a partir de procesos de extrusión, generando ese alargamiento en dirección de la barra.

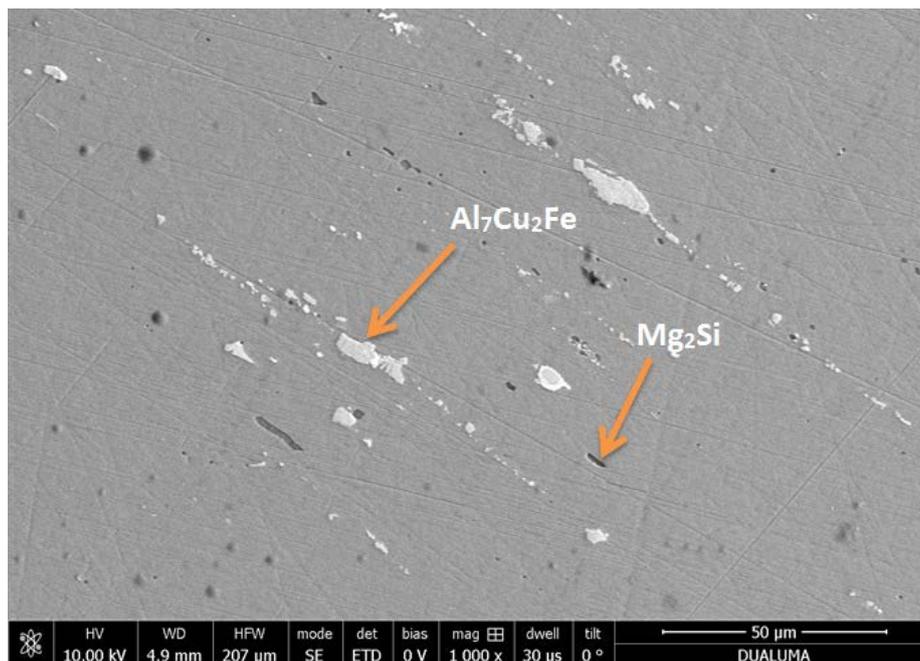


Figura 3.10. Imagen SEM de una muestra de aleación UNS A97075-T6. Sección radial

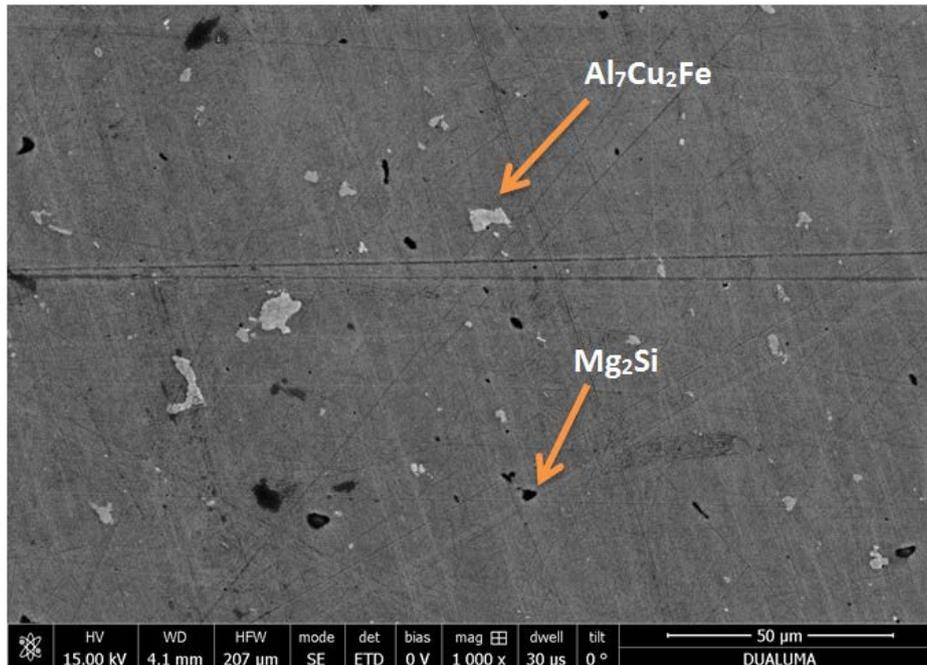


Figura 3.11. Imagen SEM de una muestra de aleación UNS A97075-T6. Sección transversal

3.4. Geometría de las probetas

Como se ha comentado con anterioridad, la parte experimental de la metodología empleada comprende diferentes tipos de ensayos. Cada uno de ellos requerirá de diferentes geometrías de probetas para su correcta ejecución.

A continuación, se indicará la geometría de diseño de cada tipo de ensayo.

Ensayos de microdureza superficial

La norma UNE-EN ISO 6507-1:2018 [5] no establece requisitos geométricos ni dimensionales de la probeta a ensayar. Lo que sí indica la norma es que en superficies curvas se requerirá un ajuste del valor obtenido, en caso de que la huella generada durante el ensayo adquiriera unas dimensiones determinadas.

Por sencillez, se ha seleccionado una geometría cilíndrica, de 65 mm de longitud y un diámetro de 15 mm, de forma que no sea necesario realizar ningún tipo de ajuste según las indicaciones de la norma. La geometría de la probeta utilizada en estos ensayos queda representada en la Figura 3.12.

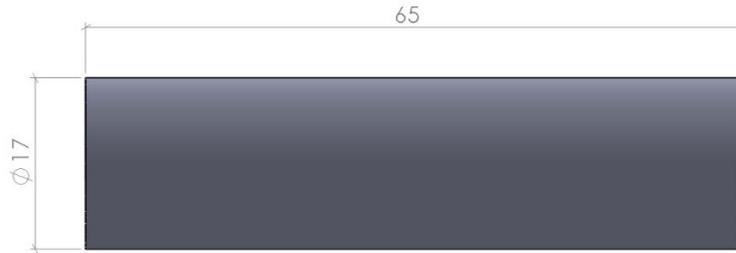


Figura 3.12. Diseño de la probeta para ensayos de microdureza

Ensayos de resistencia a la tracción

La norma UNE-EN ISO 6892-1:2017 [6] establece la geometría y dimensiones de referencia para las probetas utilizadas en ensayos de resistencia a tracción.

La norma indica que las probetas mecanizadas contarán, en la zona central, con una parte calibrada, de la que propone diámetro y longitud. Partiendo de un diámetro en dicha zona calibrada (D_0) de la probeta de 7.5 mm, se establece el valor de la sección (S_0) en dicha zona, a partir de la expresión:

$$S_0 = \pi \cdot \frac{D_0^2}{4} = \pi \frac{7.5^2}{4} \approx 44.18 \text{ mm}^2 \quad (3.1)$$

Considerando una probeta “proporcional corta”, según la norma UNE-EN ISO 6892-1:2017, la longitud inicial (L_0) de la zona calibrada se calculará mediante la siguiente ecuación:

$$L_0 = k \cdot \sqrt{S_0} = 5.65 \sqrt{44.18} \approx 37.55 \text{ mm} \quad (3.2)$$

Quedando, por tanto, la longitud de la zona calibrada como mínimo:

$$L_c = L_0 + \frac{D_0}{2} = 37.55 + \frac{7.5}{2} \approx 41.3 \text{ mm} \quad (3.3)$$

Aproximando su valor, finalmente, se obtiene una longitud de la zona calibrada de valor de 42 mm.

En los extremos, considerados zonas de amarre de la probeta en la máquina para el ensayo de resistencia a la tracción, se establece un diámetro de 15 mm, valor adecuado para las características de la máquina de ensayo, siendo suficiente para el amarre de la probeta en el banco de ensayos. La longitud de ambos extremos, para el amarre, será de 35 mm.

La unión de la zona de amarre con la zona calibrada se ha realizado mediante un radio de acuerdo (R_a), cuyo valor mínimo según la norma debe ser 0.75 veces el diámetro de la zona calibrada.

$$R_a = 0.75 \cdot D_0 = 5.625 \text{ mm} \quad (3.4)$$

Para conseguir una transición suave, sin que ello pueda originar problemas durante el mecanizado, finalmente se ha establecido un radio de acuerdo de 20 mm.

Por lo tanto, según las indicaciones de la norma, la geometría de la probeta seleccionada para los ensayos de resistencia a la tracción se muestra en la Figura 3.13.

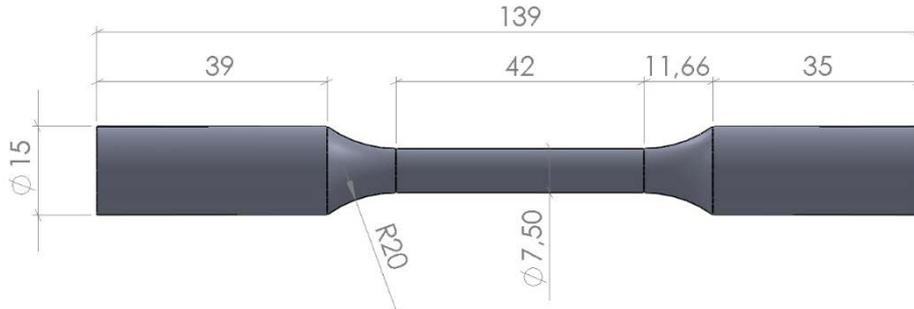


Figura 3.13. Diseño de la probeta para ensayos de tracción

Ensayos de fatiga

Como se ha comentado con anterioridad, el ensayo a fatiga se realizará por el método de flexión rotativa, de entre los diferentes tipos de ensayo para evaluar el comportamiento a fatiga de materiales metálicos, correspondiéndose con los indicados en la Tabla 3.2.

La norma ISO 1143:2010 [11] establece un conjunto de geometrías para la realización de los ensayos de fatiga por flexión rotativa. Se ha seleccionado la geometría denominada por la norma como “*Cylindrical smooth specimen*”, ya que, de entre las diferentes geometrías que propone la norma es la que permite alcanzar una mayor tensión en la sección esperada de rotura de la probeta.

Considerada la tipología de probeta, se ha tenido en cuenta que el ensayo a fatiga se realizará colocando una carga en uno de los extremos, para lo cual se adecuará dicho extremo para facilitar su sujeción.

Las dimensiones de la probeta se representan en la Figura 3.14:

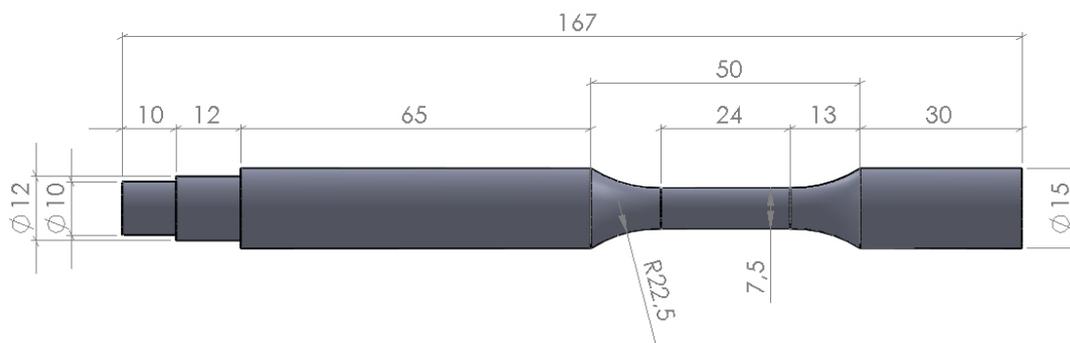


Figura 3.14. Diseño de la probeta para ensayos de fatiga

Dada la geometría de la probeta, se establecen tres zonas diferenciadas en la misma (Figura 3.15), las cuales han sido consideradas para la justificación de sucesivos análisis:

- **Zona empotrada:** correspondiente a la zona de la probeta que se encuentra más próxima al plato de garras del torno de control numérico durante el mecanizado, cuya sujeción equivale a un empotramiento de una estructura.
- **Zona calibrada:** correspondiente a la zona intermedia, siendo la zona más probable de rotura de la probeta, durante el ensayo a fatiga.
- **Zona apoyada:** correspondiente al extremo contrario de la probeta, que se encuentra apoyada en el contrapunto durante el mecanizado, y denominada así por su equivalencia con el apoyo de una estructura.

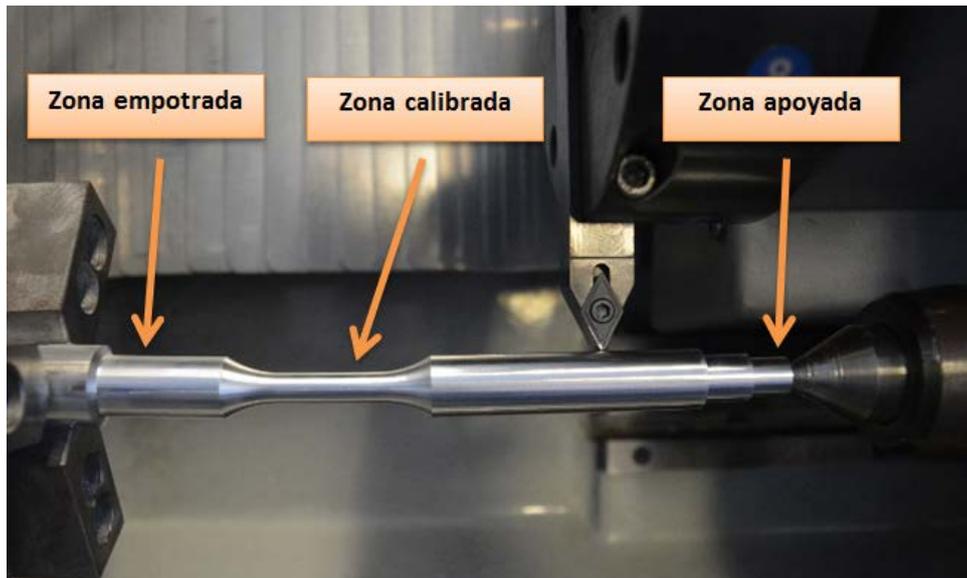


Figura 3.15. Clasificación de zonas de una probeta destinada a ensayos a fatiga por flexión rotativa

3.5. Mecanizado de probetas

3.5.1 Preparación de las probetas

Tal y como se ha indicado previamente, el material a ensayar se recibe en forma de barras cilíndricas, con una longitud total de 3 m y un diámetro de 20 mm. Las barras han sido posteriormente sometidas a un proceso de corte transversal, para poder obtener barras de menor longitud, acorde al tipo de ensayo.

Para el corte de la barras, se ha utilizado una sierra de cinta modelo BELFLEX BF-350-DSA-TF (Figura 3.16), perteneciente al taller de máquinas-herramienta del Área de Ingeniería de los Procesos de Fabricación (IPF) de la UMA, con una cinta de acero aleado con silicio, cobalto y molibdeno en diferentes proporciones. La operación se ha realizado a la máxima velocidad de giro de la cinta de corte. Además, con objeto de proteger la cinta de una rotura, al ejercer una fuerza de corte elevada, se ha aplicado fluido de corte sobre la superficie del material y se ha controlado el avance en el corte.

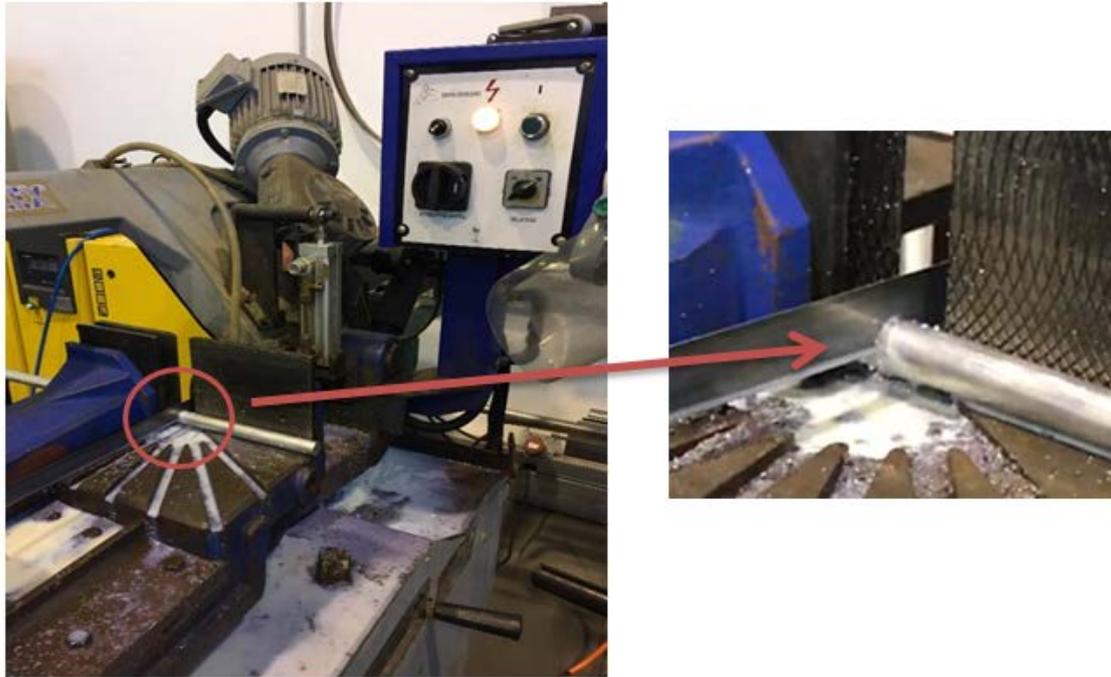


Figura 3.16. Sierra de cinta para corte transversal de barras BELFLEX BF-350-DSA-TF

La longitud de corte de cada una de las muestras depende de la geometría de la probeta para cada uno de los ensayos. En la Tabla 3.5 se indica el valor de la longitud de cada una de las muestras según el tipo de ensayo al que han sido sometidas.

Tabla 3.4. Longitud de las probetas en función del ensayo objetivo

Tipología de ensayo	Longitud de la muestra (mm)
Microdureza superficial	110
Resistencia a la Tracción	185
Comportamiento a Fatiga	205

Con posterioridad al corte, se realiza una operación de cilindrado en uno de los extremos de la probeta, empleando para ello un torno manual PINACHO S-90/180 (Figura 3.17) también perteneciente al citado taller de máquinas-herramienta, reduciendo su diámetro hasta un valor de 17 mm, con una longitud de 25 mm (Figura 3.18). La reducción se realiza con objeto de facilitar la sujeción de la probeta en el plato de garras, durante la operación de mecanizado.

Además, en la cara contraria de las probetas, se ha practicado una operación de refrentado, para eliminar la posible falta de perpendicularidad tras el proceso de corte en la sierra alternativa. Así mismo, se ha mecanizado el alojamiento para el contrapunto que sirve de apoyo a uno de los extremos de las probetas, reduciendo las posibilidades de flexión y la aparición de vibraciones durante la operación de mecanizado.



Figura 3.17. Torno manual PINACHO S-90/180 para operaciones previas al mecanizado

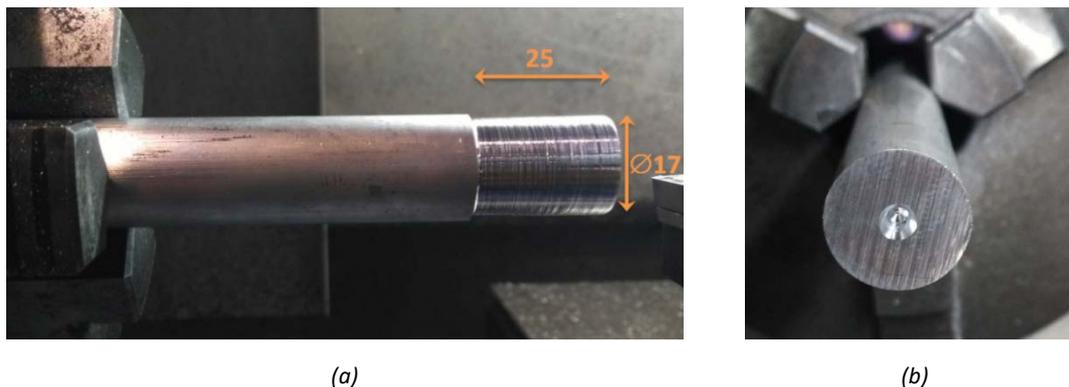


Figura 3.18. a) Reducción del diámetro de la barra de partida (mm); b) Fabricación del contrapunto

3.5.2 Herramienta de corte

Una vez realizadas las operaciones preparatorias sobre las probetas, la geometría final se ha obtenido mediante mecanizado en un centro de torneado CNC. Para ello, se ha seleccionado, como herramienta de corte, una plaquita intercambiable neutra de carburo de wolframio en matriz de cobalto, sin recubrimiento, de la marca SECO, con referencia ISO DCMT 11T308 – 14 IC20. Las características geométricas de la herramienta de corte quedan recogidas en la Figura 3.19 y en la Tabla 3.6.

Estas herramientas se han colocado en un portaherramientas de sección 16x16 mm, con referencia SDNCN 1616H1. De esta forma el ángulo principal del filo de corte durante la operación de mecanizado es de 62,5° (Figura 3.20).

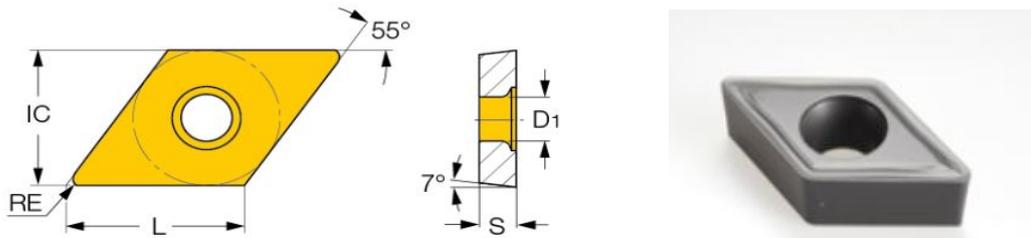


Figura 3.19. Herramienta de corte DCMT 11T308 – 14 IC20

Tabla 3.5. Características geométricas de la herramienta de corte

L (mm)	IC (mm)	S (mm)	RE (mm)	D1 (mm)
11,60	9,52	3,97	0,80	4,40

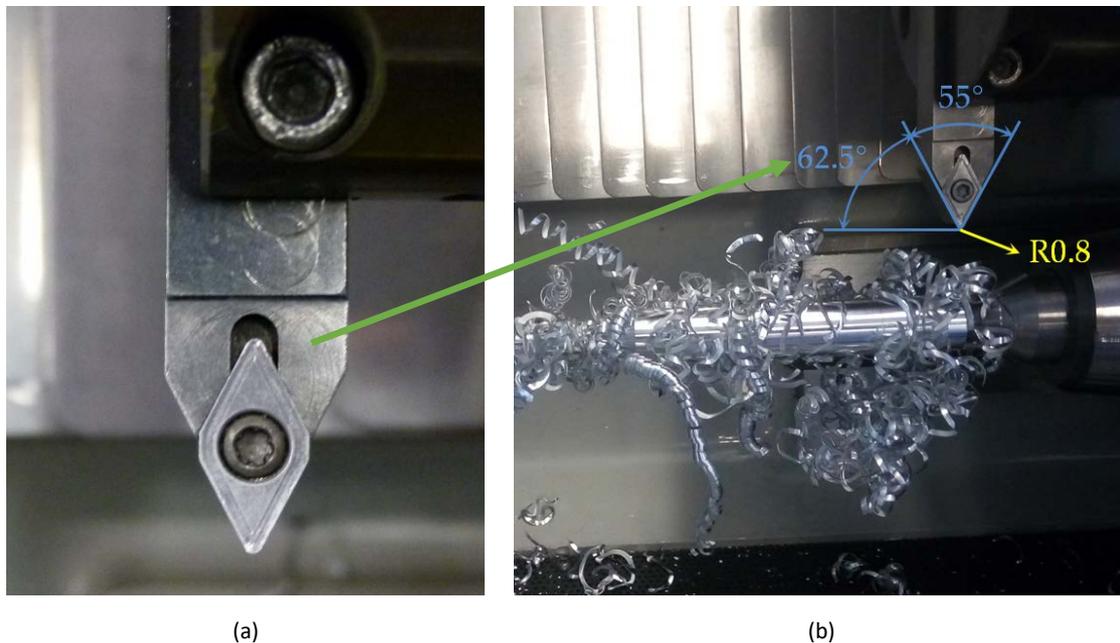


Figura 3.20. Herramienta de corte: (a) Montada en portaherramientas; (b) Configuración durante el mecanizado

Estas condiciones se han aplicado para cada uno de los ensayos realizados (microdureza, tracción y fatiga), considerando adecuada esta geometría de la herramienta para poder mecanizar en una misma dirección, durante toda la operación (probetas para ensayos de resistencia a la tracción y de comportamiento a fatiga).

Durante la operación de mecanizado se ha utilizado la misma tipología de herramienta y en la misma posición, tanto para operaciones de acabado como de desbaste. En la operación de acabado se ha utilizado un nuevo filo de corte, de los dos posibles que posee una herramienta (mecanizando en una dirección). Una vez utilizada la herramienta, ésta ha sido almacenada en la caja de herramientas en el mismo compartimento en el que se encontraba inicialmente, para su correcta identificación.

3.5.3 Parámetros de corte

Para el mecanizado de las probetas, se han realizado operaciones de desbaste y de acabado, tal como ya se ha comentado. Para el desbaste se han utilizado unas condiciones de corte fijadas de $v_c = 60$ m/min y $f = 0.20$ mm/r, con un $a_p = 1$ mm. Estas condiciones permiten eliminar una tasa elevada de material sin llegar a producir vibraciones durante el mecanizado, ni un excesivo desgaste en la herramienta de corte de desbaste.

Por otro lado, se han establecido diferentes condiciones de corte para la operación de acabado de cada una de las probetas mecanizadas. Estas condiciones de corte se han seleccionado atendiendo al tipo de ensayo mecánico para el cual se fabrica la probeta (microdureza, tracción y fatiga).

Los valores de los parámetros de corte seleccionados se encuentran dentro de los comúnmente utilizados en las operaciones de mecanizado de estas aleaciones, a nivel industrial. Cabe destacar que, si bien este tipo de aleaciones puede ser mecanizada a velocidades de corte más altas (mecanizado de alta velocidad, MAV) [14], estos valores deben ser más bajos cuando se mecanizan híbridos con otros materiales que no admiten altas velocidades, tales como el titanio y materiales compuestos de matriz polimérica reforzados con fibra de carbono (CFRP). Estos materiales se suelen combinar con aleaciones de aluminio, para formar estructuras más complejas, tales como estructuras laminadas (*Fiber Metal Laminates*, FML) [15–19]. Por otra parte, como las probetas mecanizadas poseen valores de diámetros muy pequeños, la selección de velocidades de corte excesivamente altas daría lugar a la utilización de velocidades de giro del cabezal muy elevadas, pudiendo originar altos niveles de vibraciones, que podrían distorsionar los resultados obtenidos. Además, hay que tener en cuenta las propias limitaciones del centro de torneado CNC utilizado, cuyas características serán descritas en posteriores epígrafes.

Ensayos de microdureza superficial

Para los ensayos de dureza, se han utilizado diferentes condiciones de corte, variando para ello tanto la velocidad de corte, avance y profundidad de corte.

Inicialmente se han realizado ensayos de dureza previos y posteriores a un proceso de corrosión del material mecanizado. Los parámetros de corte utilizados quedan indicados en la Tabla 3.7:

Tabla 3.6. Parámetros de corte utilizados en el mecanizado de probetas para ensayos de dureza (sometidas y sin someter a corrosión)

v_c (m/min)	f (mm/r)	a_p (mm)
40	0.05	1
60	0.10	
80	0.15	
	0.20	

Adicionalmente al estudio de microdureza según lo especificado en la Tabla 3.7, se ha implementado un estudio considerando un aumento de la profundidad de corte para lo cual, se han tenido en cuenta un nuevo conjunto de ensayos según la Tabla 3.8, considerando valores de v_c y f más elevados. El aumento de los parámetros de corte pretende evaluar si se originan variaciones sensibles sobre los resultados obtenidos a partir de los ensayos previos, posibilitando la necesidad de realizar futuros trabajos en cuanto a la influencia de los parámetros de corte sobre la microdureza.

Tabla 3.7. Parámetros de corte utilizados en los ensayos de dureza sin corrosión

v_c (m/min)	f (mm/r)	a_p (mm)
40 120	0.05	1.5
	0.10	
	0.20	
	0.30	

Ensayos de resistencia a la tracción

Para los ensayos de tracción, se han utilizado los parámetros de corte recogidos en la Tabla 3.9.

Tabla 3.8. Parámetros de corte utilizado en ensayos de resistencia a la tracción sin corrosión

v_c (m/min)	f (mm/r)	a_p (mm)
40 80	0.05	0.5 1
	0.10	
	0.20	
	0.30	

En este caso, se han tomado diferentes valores de profundidad de corte ya que estudios previos [20] no reflejaban una clara influencia de la velocidad de corte y del avance sobre la resistencia a la tracción del material objeto de estudio en esta Tesis Doctoral.

Ensayo de fatiga

Finalmente, para los ensayos de fatiga, debido al número elevado de ensayos y a su duración, se ha fijado un único valor de profundidad de corte (Tabla 3.10), tanto para ensayos previos como en ensayos sometidos a un proceso corrosión por inmersión en solución salina.

Tabla 3.9. Parámetros de corte utilizados en ensayos de fatiga por flexión rotativa, previo y posterior a corrosión

v_c (m/min)	f (mm/r)	a_p (mm)
40	0.05	1
60	0.10	
80	0.15	
	0.20	

3.5.4 Mecanizado de probetas

Tal y como se ha indicado previamente, las probetas a utilizar en los distintos ensayos han sido fabricadas mediante operaciones de torneado. Por un lado, la mayoría de los ensayos mecánicos realizados requieren de probetas con geometría de revolución (normas ISO 1143:2010 sobre ensayos a fatiga por flexión rotativa [11] y UNE-EN ISO 6892-1:2017 para ensayos de resistencia a la tracción [6]). Además, se trata de un tipo de mecanizado fácilmente observable y monitorizable, simplificándose el posterior análisis de resultados, sin complicar el problema a analizar desde el punto de vista geométrico, como podría ocurrir con procesos más complejos tales como el fresado o el taladrado.

Las operaciones de torneado se han realizado utilizando un proceso de fabricación sostenible, en ausencia total de fluido de corte (en seco), por las razones explicadas en el capítulo de revisión del estado del arte (razones medioambientales y de seguridad y salud de los trabajadores [21,22]).

Esta ausencia de fluidos de corte genera procesos de mecanizado mucho más severos, afectando en mayor medida a las características superficiales del material mecanizado [23–25], lo cual confiere mayor interés al estudio de la evaluación de su integridad superficial.

Para llevar a cabo las operaciones de mecanizado, se ha utilizado un centro de torneado de la marca EMCO, modelo ECLIPSE, equipado con control numérico FAGOR 8055T (Figura 3.21), disponible en el taller de máquinas-herramienta de IPF. Las probetas se han colocado sujetas al plato de garras en un extremo y con el extremo contrario apoyado en el contrapunto, intentando minimizar los posibles errores dimensionales derivados de la flexión de las probetas durante la operación de mecanizado [26–29].



Figura 3.21. Torno CNC para el mecanizado de las probetas para los diferentes ensayos

Dependiendo de la geometría de la probeta, se han seguido diferentes estrategias para el mecanizado, cada una de ellas adaptadas la correspondiente geometría. A continuación, se describen las operaciones y parámetros utilizados en cada una de ellas.

Probetas para ensayos de microdureza superficial

Las probetas utilizadas para la evaluación de la microdureza son de forma cilíndrica, por lo que, para su obtención, ha sido suficiente con realizar operaciones de cilindrado. Para ello, se han realizado dos pasadas de desbaste con $a_p = 0.75$ mm y una pasada final de acabado con $a_p = 1$ mm.

Entre la operación de desbaste y de acabado se ha realizado una parada para el control visual y ajuste de los apoyos de la pieza de partida, cuando ha sido necesario. El cambio de herramienta se ha llevado a cabo de forma automática, haciendo uso de la torreta portaherramientas de cambio automático, montando una herramienta para desbaste y otra para acabado en dos posiciones distintas.

La operación se ha realizado a partir de la ejecución manual de un programa de control numérico, el cual incluye los parámetros de corte establecidas previamente en las Tablas 3.7. y 3.8.

Probetas para ensayos de resistencia a la tracción

En el caso de las probetas para ensayos a tracción, el desbaste se ha realizado ejecutando un ciclo fijo de seguimiento de perfil. Para ello, se ha establecido un a_p máximo de 1 mm, limitando la profundidad de corte máxima a 1 mm.

Una vez finalizado el desbaste de la probeta, se realizó una parada de máquina con objeto de realizar una inspección visual del estado de la pieza, así como un ajuste de sujeción de los elementos del torno sobre la probeta, en el caso de que fuese necesario. La operación de acabado se realizó con las condiciones de corte establecidas en la Tabla 3.8, utilizando un filo de corte nuevo.

Toda la operación de mecanizado se ha realizado a partir de programación manual de control numérico, teniendo en cuenta las características geométricas del perfil, así como las condiciones de corte anteriormente comentadas.

Probetas para ensayos de fatiga

De forma similar a las operaciones de mecanizado aplicadas a las probetas para ensayos a tracción, para el desbaste se ha utilizado un ciclo fijo de seguimiento de perfil, con un a_p máximo en las pasadas de desbaste de 1 mm, ajustando la última pasada para asegurar un $a_p = 1$ mm, que posteriormente se mecanizará en la operación de acabado.

Igualmente, se ha realizado una parada entre la operación de desbaste y de acabado, con el propósito similar de realizar una inspección visual del estado de la probeta, así como para el ajuste de los sistemas de amarre y apoyo. Adicionalmente, en esta parada se lleva a cabo la eliminación de toda la viruta generada durante la operación de desbaste. A continuación, se ha realizado la operación de acabado, siguiendo el perfil de la geometría de la probeta.

Tras la operación de acabado, se realizó de nuevo una parada de máquina para la recogida de la viruta generada durante el acabado. Esta viruta fue almacenada y codificada para su posterior análisis.

De nuevo, se realizó una inspección visual al estado de la probeta y se comprobó el estado de la sujeción de la misma en el torno. Una vez comprobado, se continuó mecanizando el extremo de la probeta donde se encuentra colocada la carga en el ensayo a fatiga, así como una superficie libre para preparar el sistema de sujeción de la carga. En esta ocasión, se ha utilizado una tercera herramienta, de las mismas características, pero con un ángulo de filo de corte de 93° , con objeto de obtener trazos rectos en las zonas de cambio de diámetro y para evitar cualquier colisión con el contrapunto (Figura 3.22).

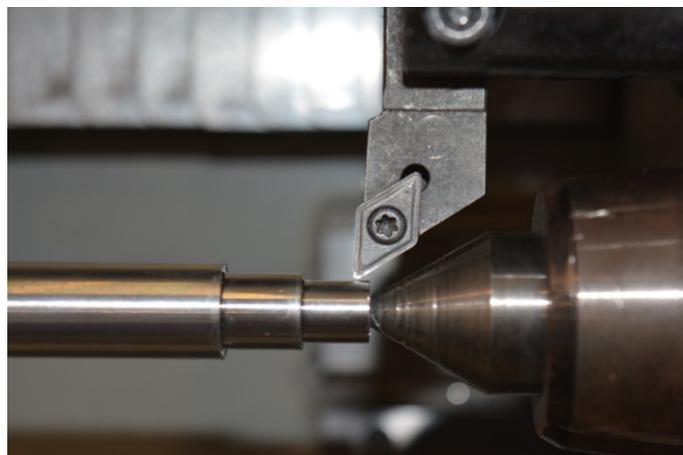


Figura 3.22. Posición de la herramienta de corte para mecanizado de apoyo y sujeción de la carga en la probeta de ensayo a fatiga

Todas estas operaciones se han llevado a cabo a partir de un código de control numérico, con las condiciones de corte anteriormente indicadas para el acabado (Tabla 3.10).

Una vez mecanizada la probeta, se ha realizado un roscado manual en el extremo de la misma (Figura 3.23), mediante la utilización de una terraja para roscar, de métrica 10 mm y paso 1.50 mm, permitiendo colocar una tuerca que sujete el sistema en el que se colocará la carga para el ensayo a fatiga (epígrafe 3.9.4).



Figura 3.23. Preparación del roscado mediante terraja de roscar

En la Figura 3.24 se muestra un ejemplo de una probeta acabada, lista para proceder al ensayo de fatiga.



Figura 3.24. Probeta para ensayo a fatiga tras la operación de mecanizado

Una vez mecanizada la probeta, se realiza su desmontaje del torno y se somete a un control dimensional de su diámetro. Para ello se ha utilizado un micrómetro de exteriores de la marca MITUTOYO con una división de escala de 0.001 mm.

Finalizada la operación de torneado, la herramienta utilizada en el acabado se ha extraído y almacenado en su el compartimento y caja correspondiente, para la posterior monitorización *off line* de su desgaste.

3.5.5 Grabación del proceso de corte

Para cada una de las probetas mecanizadas, se ha tomado una imagen antes y después del mecanizado, tanto a la probeta como a la herramienta utilizada. Además, se ha procedido a la filmación de toda la operación de mecanizado, con objeto de monitorizar *on line* el proceso de generación de viruta, así como para detectar cualquier tipo de anomalía durante el proceso (Figura 3.25). Para ello se ha hecho uso de una cámara fotográfica réflex Nikon, modelo Nikon Coolpix P900, que permite además filmación en video.



Figura 3.25. Imagen del proceso de mecanizado

3.6. Análisis morfológico de la viruta

Aunque tradicionalmente la viruta del mecanizado se ha considerado como un desecho, su morfología y su composición pueden revelar información importante acerca del proceso y la maquinabilidad de los materiales mecanizados, además de ser una variable muy importante a tener en cuenta desde el punto de vista de la continuidad del proceso [30–32].

Por ello, sin que su análisis sea uno de los objetivos prioritarios en esta Tesis Doctoral (dado que ya ha sido abordado para esta aleación en investigaciones previas de otros autores) [4], se ha realizado un análisis cualitativo de su morfología, como elemento de control del proceso de mecanizado, mediante su comparación con los resultados obtenidos en diferentes investigaciones al respecto. Para ello, se ha tenido en cuenta la clasificación de la viruta establecida en la norma UNE 16148:1985 “Ensayos de duración de herramientas de torno de corte único” [33] y la norma ISO 3685:1993 “Tool-life testing with single-point turning tools” [34].

Se han recogido muestras de viruta de la operación de acabado de las probetas mecanizadas para ensayos a fatiga. Como se ha comentado en el epígrafe 3.5.4, previamente a la operación de acabado, se ha llevado a cabo una parada de máquina para poder eliminar toda la viruta de la operación de desbaste. Con posterioridad se realizó la operación de acabado, recogiendo en ese momento la viruta para su análisis morfológico.

Por tanto, como se puede observar en la Figura 3.26, se han obtenido muestras de viruta para cada una de las condiciones de corte establecidas en el mecanizado de probetas

para ensayos a fatiga (Tabla 3.10). Dichas muestras se han almacenado de forma individualizada, e identificado con el código del ensayo correspondiente al tipo de ensayo y condición de corte. Finalmente, la viruta ha sido fotografiada para su posterior clasificación.

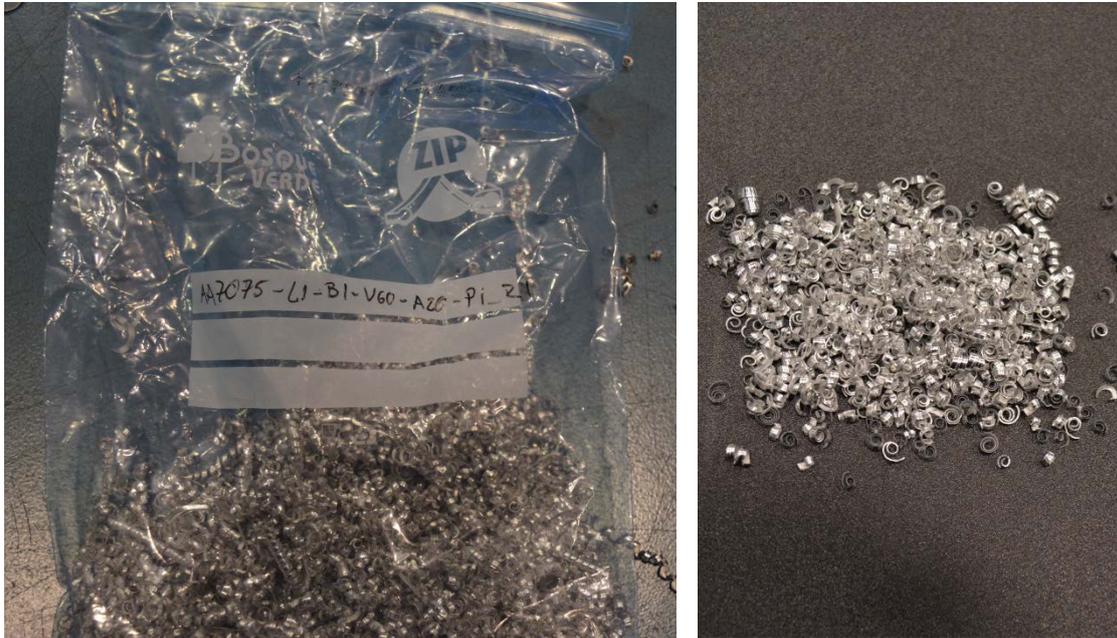


Figura 3.26. Almacenaje y fotografiado de la viruta originada en el mecanizado

3.7. Análisis del desgaste de la herramienta

Para la realización de ensayos a fatiga, se han mecanizado 4 probetas con las mismas condiciones de corte, para las cuales se ha utilizado un mismo filo de herramienta, con el objetivo de evaluar la posible influencia del desgaste sobre el comportamiento a fatiga. Para ello, se ha realizado una observación de la herramienta mediante técnicas de Microscopía Óptica Estereoscópica (SOM, Steroscopic Optical Microscopy), de cada uno de los filos de corte, tras cada operación de mecanizado, pudiendo observarse la evolución del desgaste. Es necesario indicar que se trata solo de una aproximación cualitativa, dado que la evaluación de la intensidad del desgaste, desde un punto de vista cuantitativo, y los mecanismos de desgaste de esta aleación han sido ya ampliamente estudiados por otros investigadores [4,35–37].

Se han obtenido imágenes tanto de la cara de desprendimiento como de la cara de incidencia de la herramienta, con ampliaciones de 20X, 40X y 63X en la cara de desprendimiento, y de 20X y 30X en la cara de incidencia.

Para la adquisición de las macrografías de la herramienta, se ha utilizado un microscopio estereoscópico NIKON modelo SMZ 2T con un máximo de 63X, con cámara KAPPA Image Base modelo CF11 DSP, tarjeta capturadora PCI SC module, con fuente emisora de luz Intralux 400 marca VOLPI, con adaptadores para emisión anular y dos focos puntuales de fibra óptica, todo ello disponible en el Departamento de Ingeniería Civil, de Materiales y Fabricación de la UMA. La adquisición y el tratamiento de las imágenes se realizó haciendo uso del software OnmiNet de BUEHLER (Figura 3.27).

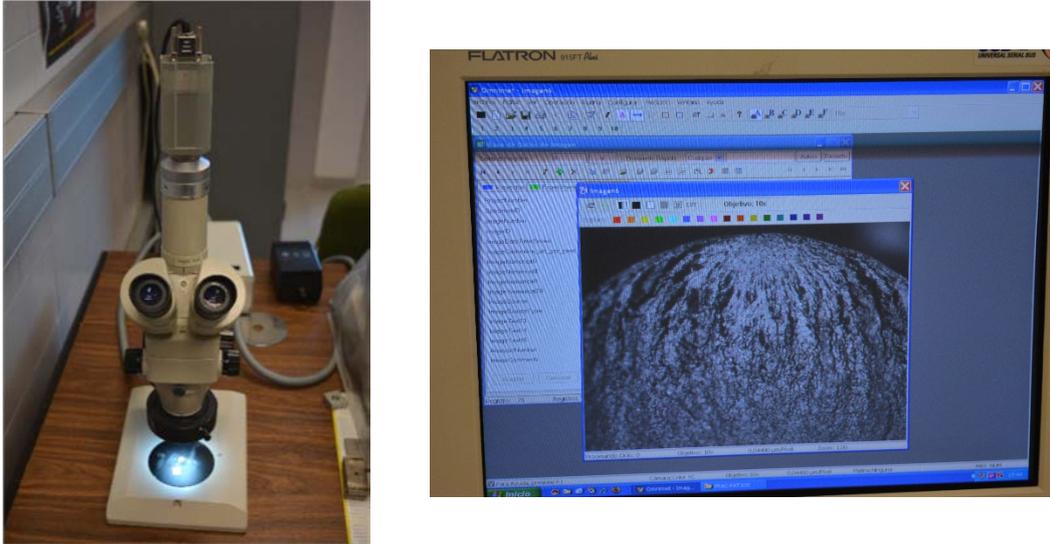


Figura 3.27. Sistema de captura de imágenes de la herramienta mediante microscopía óptica estereoscópica (SOM)

3.8. Evaluación de desviaciones geométricas

En el capítulo 2 se indicó la importancia que tienen las desviaciones geométricas sobre la integridad superficial en piezas mecanizadas. Estas desviaciones se dividen en dos tipos: macrogeométricas y microgeométricas.

En este apartado se describen las desviaciones controladas, que dependen de la geometría de la probeta y, por tanto, del ensayo mecánico a realizar, así como la metodología empleada para su evaluación.

3.8.1 Evaluación de desviaciones microgeométricas

Sobre cada una de las probetas mecanizadas se ha realizado un conjunto de mediciones a escala microgeométrica. Para ello, se ha realizado una captura del perfil de rugosidad, tomándose como parámetros de evaluación de dichas desviaciones la rugosidad media aritmética (Ra) y la máxima altura del perfil (Rz), dada la influencia que pueden tener estos parámetros en el proceso de aparición y nucleación de microgrietas y, por tanto, en las propiedades mecánicas de la pieza en servicio.

Se ha utilizado un rugosímetro portátil marca MITUTOYO, modelo SURFTEST SJ – 210, que se encuentra conectado con el sistema de avance que soporta al palpador, disponible en el Laboratorio de Metrología del Área de conocimiento de Ingeniería de Procesos de Fabricación de la UMA. Dicho palpador dispone de una punta de diamante cuyo radio es de $2\ \mu\text{m}$ y el ángulo de la punta es de 60° . La transmisión de la información se realiza mediante un cable de extensión apto para dicho modelo.

La velocidad de medición ha sido de $0,5\ \text{mm/s}$, con un retorno a una velocidad de $0,8\ \text{mm/s}$. Asimismo, el método de medida es por inducción, la fuerza de medición aplicada es de $0,75\ \text{N}\cdot\text{m}$ y tiene una división de escala del orden de una milésima de μm .

El registro del perfil de medida, la selección de parámetros de medida y el tratamiento matemático de medición se han realizado a partir del software SurfTest SJ USB Communication Tool. Para la medición, se ha tenido en cuenta las especificaciones de la

norma UNE EN-ISO 4288:1998 [38]. Se ha seleccionado un perfil tipo R, el cual aplica un filtro de corte para eliminar las componentes de onda larga del perfil primario. El filtro del perfil de fase corregida muestra una distribución normal Gaussiana (GAUSS) en la que la amplitud de transmisión es el 50% de la longitud de onda (*cut-off*). Se ha seleccionado una longitud de medida o exploración (l_s) de 2.5 μm , siendo la longitud total que se emplea para evaluar los parámetros que caracterizan la rugosidad superficial, y una longitud básica o de contacto (l_c) de 0.8 mm.

Para un mejor control del posicionamiento del sistema de avance, éste se ha colocado sujeto a un soporte con sistema de regulación, que permite el desplazamiento vertical del sistema de avance. Además, para una mejor estabilidad de la probeta y asegurar que su eje de revolución se encuentra alienado con el palpador, se han colocado sobre calzos en V. El montaje completo del sistema para medición de las condiciones microgeométricas en la superficie de la probeta se puede observar en la Figura 3.28.

Teniendo en cuenta que se han mecanizado probetas con diferentes geometrías, en función del tipo de ensayo que se ha realizado, las medidas se han llevado a cabo en diferentes posiciones, que se describen a continuación. Es importante tener en cuenta que el montaje y las condiciones de medición se han mantenido invariables, independientemente de la tipología de probeta analizada.

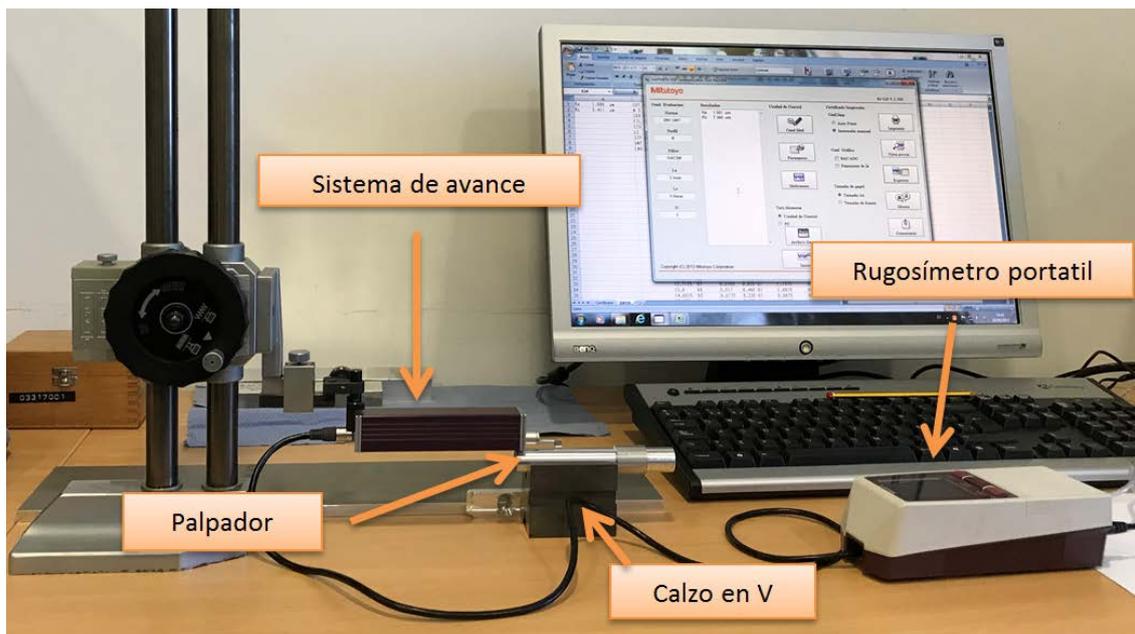


Figura 3.28. Sistema para medición de la rugosidad superficial

Las medidas de rugosidad en las probetas destinadas a ensayos de microdureza se han realizado en un tramo situado a 32 mm del extremo de apoyo en el contrapunto del torno. Se han tomado medidas en cuatro generatrices equidistantes, expresando el resultado final de R_a y de R_z como el valor medio de las cuatro medidas obtenidas (Figura 3.29).



Figura 3.29. Medición de rugosidad superficial en probetas para ensayos de microdureza

Para las probetas destinadas a ensayos de tracción y de fatiga, debido a la dificultad de acceso a la zona calibrada (zona prevista de rotura tanto a tracción como a fatiga), se han tomado las medidas en ambos extremos de la probeta. En cada extremo se han tomado medidas en cuatro generatrices equidistantes, considerando el valor de Ra y de Rz como el valor medio de las ocho medidas obtenidas (Figura 3.30).

Para asegurar que la medición de rugosidad era correcta en las probetas de ensayos a tracción y a fatiga, se tomaron muestras de medidas en probetas a las que se le ha realizado un corte en los extremos, para permitir el acceso con el rugosímetro a la zona calibrada. Los resultados obtenidos se han encontrado en buen acuerdo con los obtenidos en los extremos, con errores no superiores al 5%.

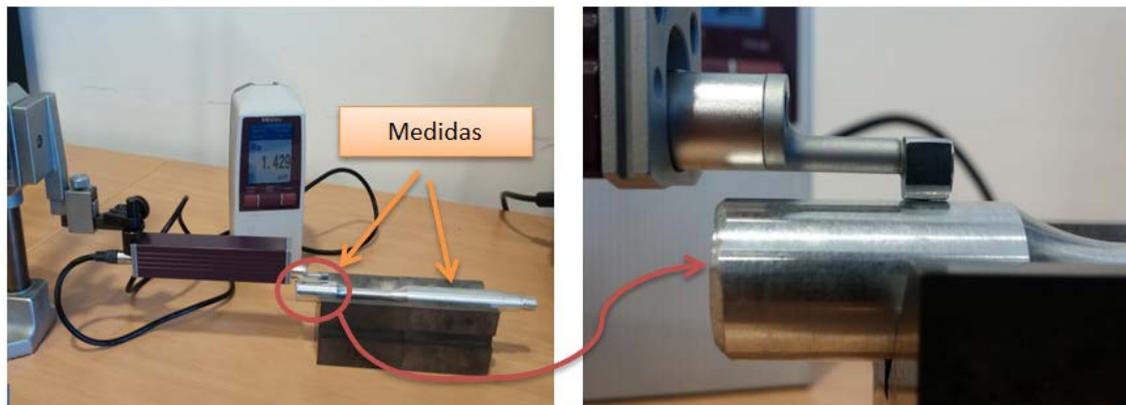


Figura 3.30. Medida de rugosidad en probetas para ensayos de resistencia a tracción y comportamiento a fatiga

Adicionalmente, para las probetas de ensayos a microdureza y de fatiga que han sido sometidas a procesos de corrosión por inmersión de solución salina, se realizó la medida de la rugosidad superficial antes y después de dicho proceso de corrosión, permitiendo evaluar su influencia en la rugosidad superficial. Además, se ha tomado una medida de la rugosidad superficial, antes y después del proceso de corrosión, en una muestra del material de partida, sin mecanizar.

3.8.2 Evaluación de desviaciones macrogeométricas

Como se ha comentado en el capítulo 2, la aleación UNS A97075 es ampliamente utilizada para la fabricación de componentes estructurales para aeronaves. Estos componentes se encuentran ubicados en áreas críticas por lo que las exigencias de calidad son muy elevadas. Como consecuencia, las tolerancias geométricas exigidas son

muy estrechas, tanto a escala macrogeométrica como microgeométrica, con el objetivo de facilitar el ensamblaje e incrementar la fiabilidad, funcionalidad y durabilidad de estos componentes [39,40]. Además, hay que tener en cuenta que las propiedades mecánicas, tales como la resistencia a la fatiga, pueden verse afectadas por los valores de estas desviaciones [41,42].

Respecto de las desviaciones macrogeométricas, como se ha comentado, los estudios que analizan su evolución en función de los valores de los parámetros de corte son algo menores que para las desviaciones microgeométricas, referidos a esta aleación. En los casos de estudio existentes se pone de manifiesto que, aunque los parámetros de corte influyen en las desviaciones de forma, presentan una tendencia menos previsible que la observada para la rugosidad superficial [43,44].

Con objeto de profundizar en el estudio de la influencia de los parámetros de corte sobre las desviaciones macrogeométricas de piezas mecanizadas en seco, para la aleación objeto de estudio, se ha procedido a realizar una serie de mediciones sobre las probetas mecanizadas.

Dada la importancia que estas desviaciones pueden tener sobre el comportamiento a fatiga, las probetas analizadas han sido las destinadas a ensayos a fatiga, considerando las cuatro muestras mecanizadas para las mismas condiciones de corte (cuatro repeticiones bajo las mismas condiciones), anteriormente indicadas en Tabla 3.10.

Dichas mediciones se han realizado directamente con la probeta montada en el torno. Una vez que ha sido mecanizada, debido al incremento térmico que sufre la probeta por el mecanizado, se ha dejado enfriar a temperatura ambiente en un plazo no inferior a 5 minutos, con objeto de que la pieza, mientras se realiza la medida, no se encuentre sometida a dilataciones térmicas, lo cual provocaría un error de medición.

Con posterioridad, se ha montado un reloj comparador modelo STANDARD GAGE, con una división de escala de 0.001 mm, en el portaherramientas del torno, desplazándolo a lo largo del eje Z, paralelamente al eje de giro de la probeta, durante la operación de mecanizado. Es necesario indicar que, además de las mediciones sobre las probetas, se han controlado la rigidez y la oscilación radial total del eje de la máquina herramienta y los carros, con el objetivo de evaluar su contribución a las desviaciones de forma. Se ha comprobado que dichas desviaciones presentan un orden de magnitud muy inferior a las obtenidas al variar los parámetros de corte, por lo que se considera despreciable su influencia para este estudio.

Se han tomado medidas en diferentes secciones de la probeta, de entre las diferentes zonas consideradas: empotrada, calibrada y apoyada. En la zona apoyada se han tomado medidas en tres secciones, separadas 20 mm entre sí. En la zona calibrada el número de secciones ha sido de seis, separadas 4 mm entre sí, mientras que en la zona empotrada se han tomado medidas en tres secciones, separadas entre sí 10 mm (Figura 3.31). Adicionalmente, en cada sección se han tomados medidas de desviaciones cada 30° de giro.

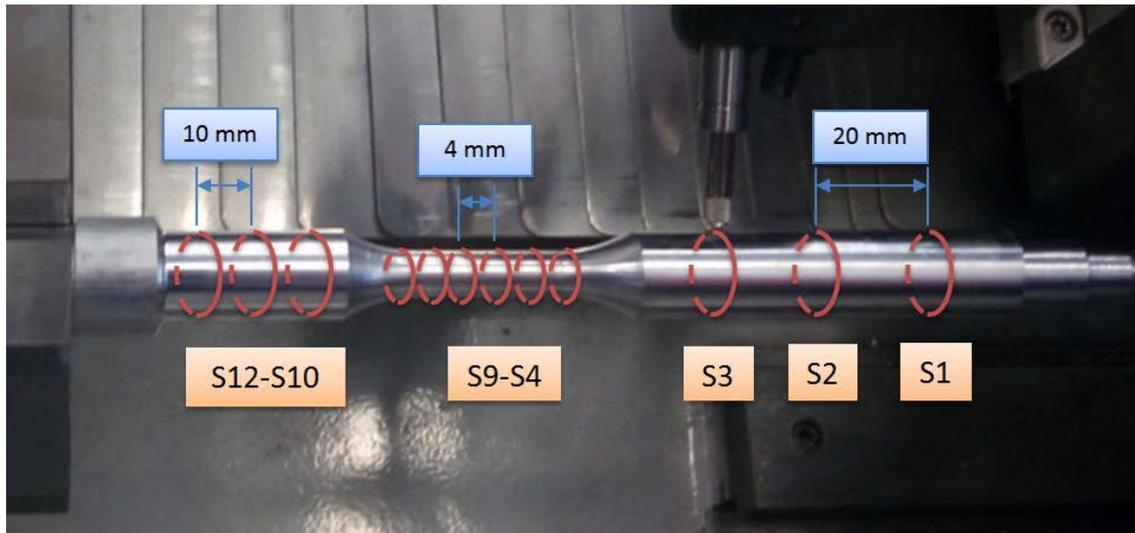


Figura 3.31. Secciones de medidas para desviaciones geométricas con reloj comparador

Los resultados obtenidos han sido tratados matemáticamente para obtener las diferentes desviaciones macrogeométricas, características en piezas de revolución, como son:

- Paralelismo (*PAR*)
- Rectitud (*STR*)
- Oscilación Radial (*CRO*)
- Redondez (*RON*)
- Concentricidad (*CON*)
- Oscilación Radial Total (*TCRO*)
- Cilindricidad (*CYL*)

Los valores de desviaciones de paralelismo y rectitud se han obtenido únicamente para la zona calibrada de la probeta. El valor del paralelismo se ha obtenido a partir de la diferencia entre la cota mayor y menor a lo largo de una generatriz referenciada al eje de giro de la probeta (Ecuación 3.5). Finalmente el valor de *PAR* corresponderá con el valor medio de las 12 generatrices (*G1-G12*) que se pueden obtener en la zona calibrada (Figura 3.32).

$$PAR = X_{\max} - X_{\min} \quad (3.5)$$

El valor de la rectitud viene determinado a partir de la recta de ajuste de mínimos cuadrados, de los valores obtenidos en una generatriz. Considerando la recta de ajuste, se calcula la rectitud (Ecuación 3.6) como la distancia entre el punto más alejado de dicha recta (V_{\max}) y el menos alejado (V_{\min}). De forma similar al paralelismo, se ha obtenido el valor de la rectitud como el valor medio de las 12 generatrices de la zona calibrada de la probeta.

$$STR = V_{\max} - V_{\min} \quad (3.6)$$

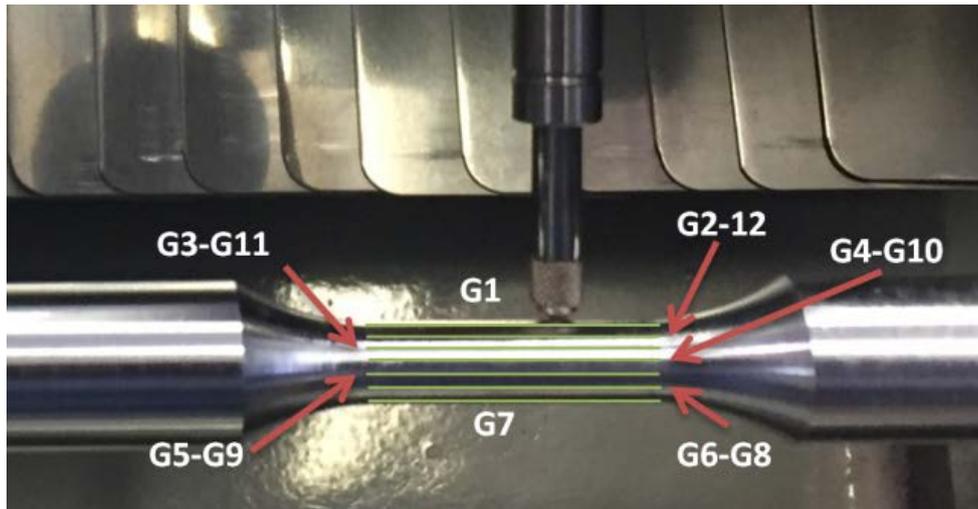


Figura 3.32. Generatrices para la obtención de PAR y STR

En la Figura 3.33 se puede observar gráficamente la obtención de los valores de rectitud y de paralelismo.

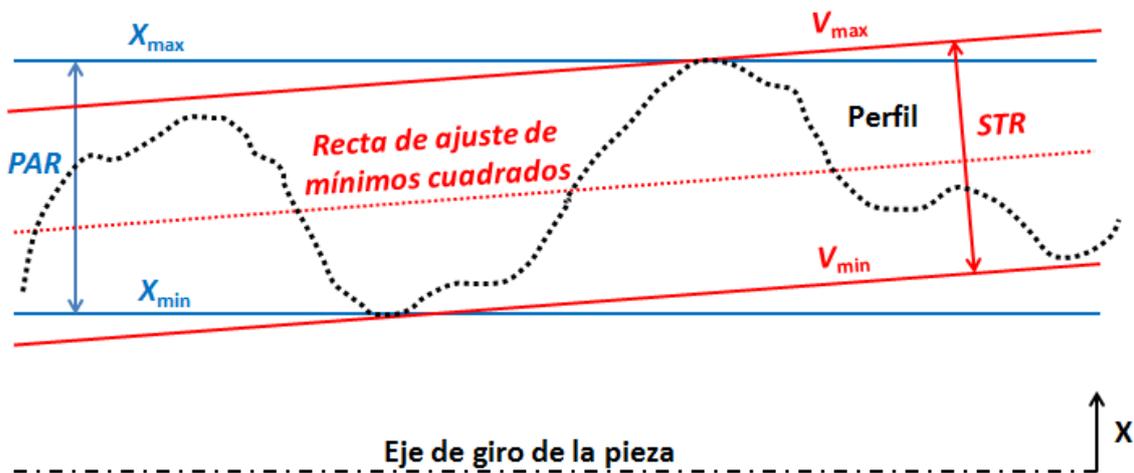


Figura 3.33. Desviaciones geométricas de PAR y STR

La interpretación gráfica de las desviaciones de oscilación radial (*CRO*), concentricidad (*CON*) y redondez (*RON*) se puede observar en la Figura 3.34. El valor de la oscilación radial se obtiene como la diferencia entre la cota superior (R_{max}) y la cota inferior (R_{min}) de las desviaciones medidas entre cada una de las secciones (Ecuación 3.7). Para el análisis de resultados, se han tenido en cuenta los valores de *CRO* para cada una de las zonas, considerando valores medios de 3 secciones para la zona empotrada y zona apoyada, mientras que para la zona calibrada se han considerado el valor medio de 6 secciones.

$$CRO = R_{max} - R_{min} \quad (3.7)$$

Por otro lado, la redondez se obtiene a partir del centro de la circunferencia de ajuste por mínimos cuadrados de las desviaciones obtenidas en cada sección (Figura 3.34). Para ello se ha optado por un método de cálculo iterativo a partir de la herramienta matemática "Solver", del software Excel. Se ha aplicado un sistema no lineal suavizado,

considerando como semilla el centro de la circunferencia de ajuste de mínimos cuadrados, minimizando el error (SSE) como función objetivo (Ecuación 3.8).

$$SSE(a, b) = \sum_{i=1}^n \left(R - \sqrt{(x_i - a)^2 + (y_i - b)^2} \right)^2 \quad (3.8)$$

Las diferentes variables correspondientes a la ecuación 3.8 corresponde con:

- R : Radio del perfil.
- x_i : Coordenada X de cada punto del perfil.
- y_i : Coordenada Y de cada punto del perfil.
- a : Coordenada X del centro de la circunferencia de ajuste por mínimos cuadrados.
- b : Coordenada Y del centro de la circunferencia de ajuste por mínimos cuadrados.

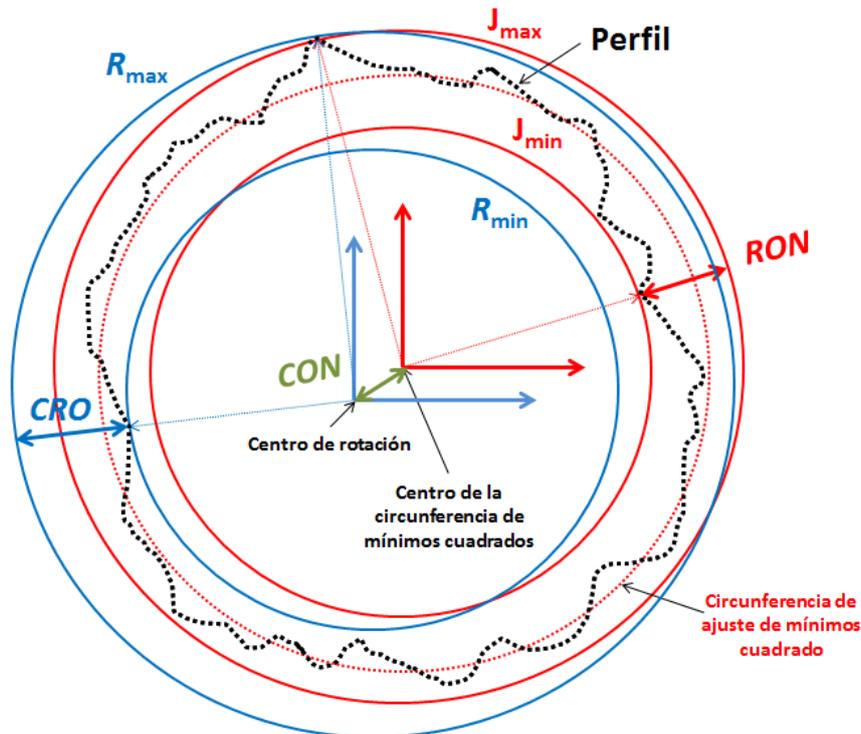


Figura 3.34. Desviaciones geométricas de CRO, CON y RON

Una vez obtenido el centro de la circunferencia de mínimos cuadrados, se considera la redondez como la diferencia entre el punto del perfil más alejado (J_{max}) y más cercano (J_{min}) al centro de la circunferencia de mínimos cuadrados (Ecuación 3.9).

$$RON = J_{max} - J_{min} \quad (3.9)$$

Se han considerado valores de RON en cada una de las zonas de la probeta destinada a ensayos a fatiga, tomando su magnitud como el valor medio obtenido entre las secciones de cada una de las zonas.

Una vez obtenido el centro de la circunferencia de ajuste de mínimos cuadrados, el valor de la concentricidad se obtiene como la distancia entre dicho centro (a, b) y el eje de giro, que corresponderá con las coordenadas (0,0) de dicho plano. El valor de la concentricidad se obtendrá a partir de la Ecuación 3.10:

$$CON = \sqrt{a^2 + b^2} \quad (3.10)$$

De forma similar a *CRO* y *RON*, el valor de *CON* se ha considerado en las diferentes zonas de la probeta a partir del valor medio obtenido de cada una de las secciones correspondientes a cada zona.

La oscilación radial total se obtiene de forma similar a *CRO*, solo que en este caso se consideran los valores máximos (T_{max}) y mínimos (T_{min}) de las desviaciones obtenidas del conjunto de secciones correspondiente a cada una de las zonas de estudio (Figura 3.35).

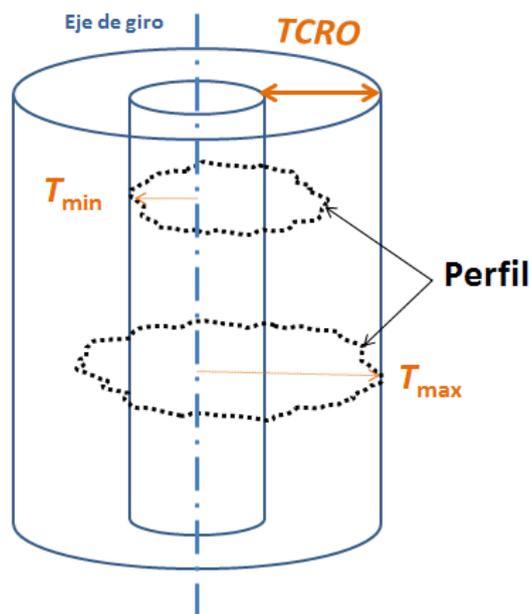


Figura 3.35. Desviación geométrica TCRO

La expresión matemática correspondiente al cálculo de *TCRO* se representa a partir de la Ecuación 3.11:

$$TCRO = T_{max} - T_{min} \quad (3.11)$$

Finalmente, la cilindridad se obtiene a partir de la diferencia entre los radios de dos cilindros coaxiales que contienen al perfil (Figura 3.36). Estos cilindros se determinan a partir de *RON* en diferentes secciones. Es necesario considerar un eje de referencia, determinado a partir de una recta de ajuste por mínimos cuadrados de los centros de la circunferencia de ajuste por mínimos cuadrados, a partir del cual se obtendrá como la diferencia entre los valores máximo (P_{max}) y mínimo (P_{min}) del perfil (Ecuación 3.12).

$$CYL = P_{max} - P_{min} \quad (3.12)$$

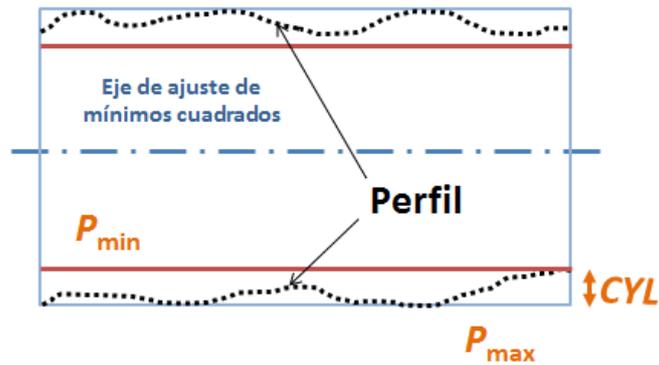


Figura 3.36. Desviación geométrica de CYL

El valor de cilindricidad se ha obtenido únicamente para la zona calibrada de la probeta, a partir de las desviaciones medidas en las 6 secciones correspondientes (S4-S9).

Adicionalmente, la metodología empleada para la medición y cálculo de las desviaciones geométricas anteriormente expuestas ha sido validada con una máquina medidora de forma modelo MMQ-44 de MAHR (Figura 3.37), perteneciente al Centro de Metrología Industrial (CMI) situado en la Escuela de Ingenierías de la Universidad de Cádiz. Los resultados de las muestras evaluadas en dicho equipamiento han mostrado desviaciones no superiores al 10%, por lo que se ha considerado válida la metodología empleada.

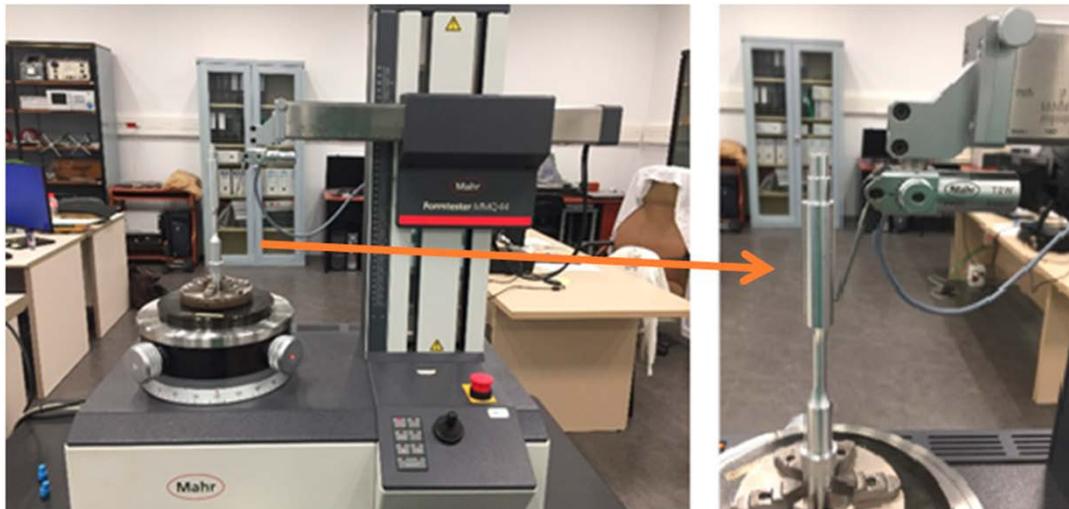


Figura 3.37. Medidora de forma MMQ-44 de MAHR. Laboratorio de Metrología de la Universidad de Cádiz

3.9. Evaluación de propiedades mecánicas

Dentro del estudio de la integridad superficial en piezas mecanizadas, el estudio de la influencia de las condiciones de mecanizado sobre las propiedades mecánicas toma especial interés. Es por ello que, en esta Tesis Doctoral se pretende evaluar la influencia de los parámetros de corte en procesos de torneado en seco, sobre propiedades mecánicas como la microdureza superficial, la resistencia a la tracción y el comportamiento a fatiga de la aleación UNSA97075-T6.

Adicionalmente, las probetas han sido sometidas a un proceso de corrosión por inmersión en disolución salina, con objeto de evaluar su influencia sobre las propiedades mecánicas de microdureza superficial y comportamiento a fatiga y, de forma paralela, la posible influencia de los distintos valores de los parámetros de corte sobre la corrosión.

A lo largo de este epígrafe se expondrá la metodología experimental empleada para la realización de este análisis.

3.9.1 Ensayos de microdureza superficial

La microdureza superficial es una propiedad mecánica de especial interés, dada la influencia que puede tener sobre otras propiedades mecánicas, el desgaste del propio componente y la capacidad portante de elementos estructurales [45,46].

En este apartado se establece la metodología empleada para evaluar la posible influencia de los parámetros de corte sobre la microdureza superficial de piezas torneadas en seco, para la aleación estudiada. Para ello se han torneado diferentes probetas, aplicando los parámetros de corte establecidos en la Tabla 3.7. La geometría de la pieza sometida al ensayo se ha indicado con anterioridad en la Figura 3.12.

El ensayo de microdureza se ha realizado con un microdurómetro de MATSUZAWA, modelo es MXT 70, disponible en el Departamento de Ingeniería Civil, de Materiales y Fabricación de la UMA (Figura 3.38). Este equipo aporta información acerca de las longitudes de las 2 diagonales de la huella d_1 y d_2 en μm , además del valor de la dureza en kg/mm^2 .



Figura 3.38. Microdurómetro MATSUZAWA, modelo MXT 70, para ensayos de microdureza superficial

Se han realizado ensayos Vickers, habitualmente utilizado en estudios de microdureza para esta tipología de material [47,48] con una carga de 0.05 kgf (HV0.05), valor de carga comprendido entre 0.01 y 0.20 kgf, correspondientes a los márgenes superior e inferior establecidos por la norma UNE-EN ISO 6507-1:2018 “Materiales metálicos. Ensayo de dureza Vickers. Parte 1: Método de ensayo” [5]. El microdurómetro, para el ensayo

Vickers, se ha equipado con una punta piramidal de base cuadrada de diamante, con un ángulo entre caras opuestas de 136° .

Se ha fijado una generatriz sobre la que se han realizado un total de cuatro indentaciones. Los ensayos se han realizado en puntos separados una distancia de 10 mm, estando la primera indentación a 15 mm con respecto al borde de la probeta, apoyado en el contrapunto durante la operación de mecanizado. El valor de dureza se ha obtenido como el valor medio de las cuatro indentaciones realizadas en la generatriz (Figuras 3.39 y 3.40).

Considerando las combinaciones de parámetros de corte utilizadas en el mecanizado de las diferentes muestras y el número de repeticiones del ensayo, se han realizado un total de 80 ensayos de microdureza.

Finalmente, respecto a las condiciones ambientales, el lugar de medición se encontraba a una temperatura de 26 ± 1 °C, valor que se encuentra dentro de los márgenes establecidos por la norma de referencia.



Figura 3.39. Ensayos de microdureza Vickers

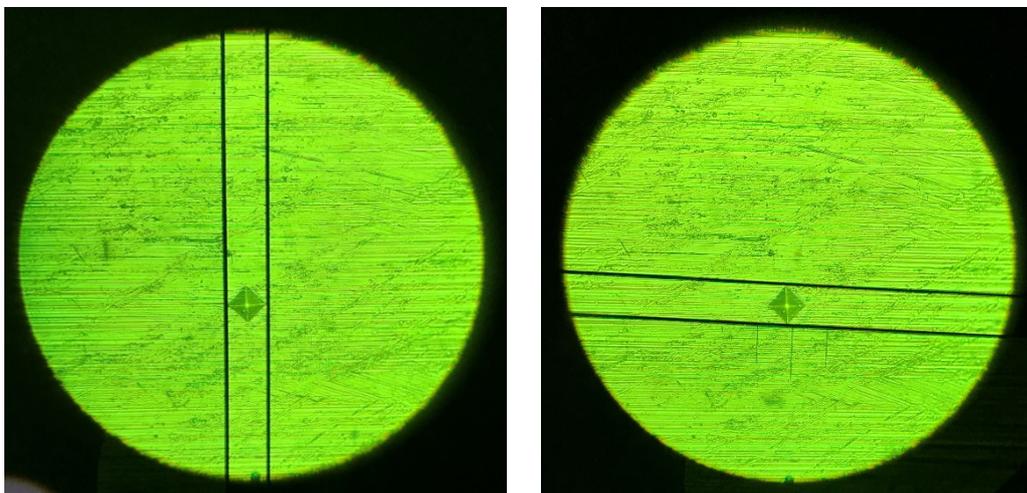


Figura 3.40. Ajuste de la huella para obtención del valor de microdureza

En la Figura 3.41, se muestra un diagrama de flujo de todas las operaciones realizadas para la obtención de los valores de microdureza superficial.

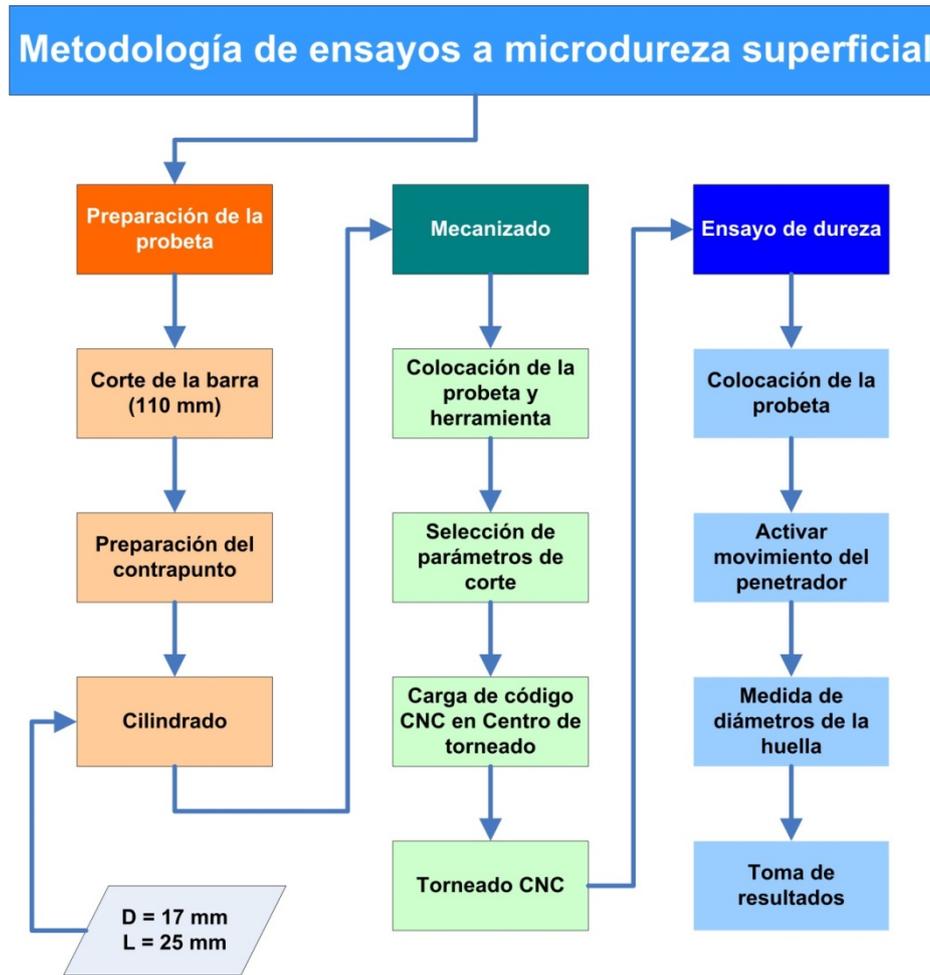


Figura 3.41. Metodología para ensayos de microdureza superficial

3.9.2 Ensayos de microdureza superficial tras proceso de corrosión por inmersión

Los procesos de corrosión afectan a las características superficiales de los materiales metálicos. Este efecto modifica a las propiedades mecánicas de los materiales, dependiendo su estado final, tanto de las características del proceso de corrosión como de las características superficiales iniciales de la muestra [49,50].

En este apartado se indica la metodología empleada para evaluar la influencia de los procesos de corrosión en la microdureza superficial de la aleación de aluminio objeto de estudio, tras ser torneada en seco. Para ello, diferentes probetas destinadas para ensayos a microdureza se han sometido a un proceso de corrosión por inmersión en disolución salina.

Inicialmente, las probetas se han sumergido en alcohol etílico, para eliminar cualquier impureza que pudiera existir en la superficie de la probeta (Figura 3.42). Posteriormente, se han introducido en agua desionizada, para su limpieza, quedando las probetas preparadas para el proceso de corrosión.

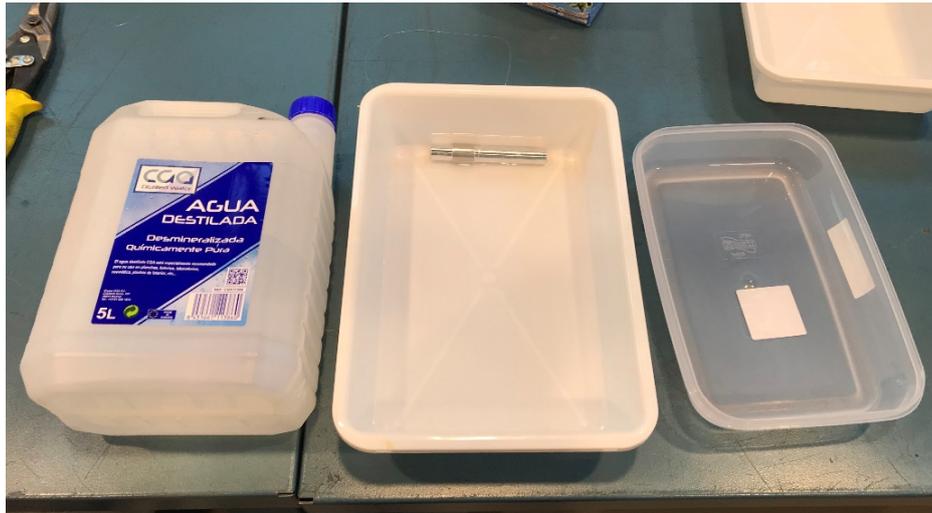


Figura 3.42. Limpieza de las muestras para el proceso de corrosión

Para generar el proceso de corrosión superficial, se ha preparado una disolución salina de 20 litros de agua desionizada con un 3.5% de cloruro sódico (NaCl). Para su preparación, se han vertido inicialmente en un vaso medidor 2 L de agua desionizada, añadiéndole 70 g de NaCl , y removiendo posteriormente para asegurar la completa disolución. Esta disolución se ha vertido después en un recipiente con una capacidad de 50 L. Con posterioridad se ha vuelto a repetir la operación hasta en nueve ocasiones más, completando un volumen total de disolución de 20 L.

Las diferentes probetas, mecanizadas con diferentes condiciones de corte, se han sumergido en dicha disolución, quedando suspendidas, evitando cualquier contacto con otra probeta o con el recipiente (Figuras 3.43 y 3.44). Estas probetas han permanecido sumergidas en la disolución durante 72 horas. Además, se ha introducido una muestra de material sin mecanizar, con objeto de establecer una referencia del efecto de la corrosión sobre el material de partida.

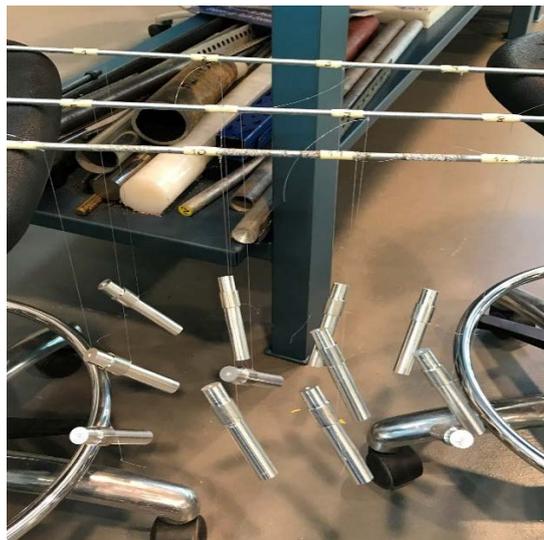


Figura 3.43. Preparación de las muestras para inmersión en la disolución.



Figura 3.44. Inmersión de las muestras en solución salina

Durante el proceso de corrosión, se ha colocado una bomba de aire de la marca TETRA, modelo APS 50, manteniendo en movimiento, de forma constante, a la disolución salina, evitando en cualquier caso sedimentaciones de soluto o bien estratificaciones, asegurándose así, en todo momento, un proceso de corrosión homogéneo en toda la superficie de la probeta. Además, cada 12 horas se ha comprobado la temperatura a la que se encontraba la disolución, identificándose una variación dentro del intervalo comprendido entre 26 y 27 °C (Figura 3.45). Igualmente, la sala donde se realizó el proceso de corrosión ha permanecido a una temperatura comprendida entre 20 y 28 °C.



(a)



(b)

Figura 3.45. (a) Bomba de aire TETRA, modelo APS 50; (b) Termómetro para control de temperatura de la solución salina

Una vez extraídas las probetas de la solución salina (Figura 3.46), se ha procedido a la limpieza de la superficie con agua desionizada, con objeto de eliminar los restos de sales que hayan quedado depositadas en su superficie, secándose posteriormente con un paño escurridor.

Finalmente, las probetas se cubrieron y almacenaron en una campana de vacío, para evitar que aumentara el efecto de la corrosión hasta el momento de realizar el ensayo de microdureza superficial.



Figura 3.46. *Probetas para ensayo de microdureza tras el proceso de corrosión por inmersión*

Una vez finalizado el proceso de corrosión, se realizó el ensayo de microdureza siguiendo las mismas pautas establecidas en el apartado 3.9.1. En esta ocasión, considerando que se han empleado las mismas probetas que se ensayaron con anterioridad, las indentaciones se han realizado en la generatriz opuesta (180°) a la que se utilizó en los ensayos sin corrosión, asegurando que las condiciones de corrosión sobre dicha generatriz no se encuentren afectadas por las huellas generadas previamente.

De forma similar al apartado anterior, el valor de microdureza superficial considerado se ha determinado a través del valor medio de las 4 indentaciones realizadas a lo largo de la generatriz. Adicionalmente, se realizó el ensayo de microdureza al material sin mecanizar. En esta ocasión, se han realizado un total de 48 ensayos de microdureza sobre las diferentes probetas corroídas, tras la operación de mecanizado.

En la Figura 3.47 se muestra un diagrama de flujo correspondiente a la metodología llevada a cabo para los ensayos de microdureza en probetas sometidas a corrosión.

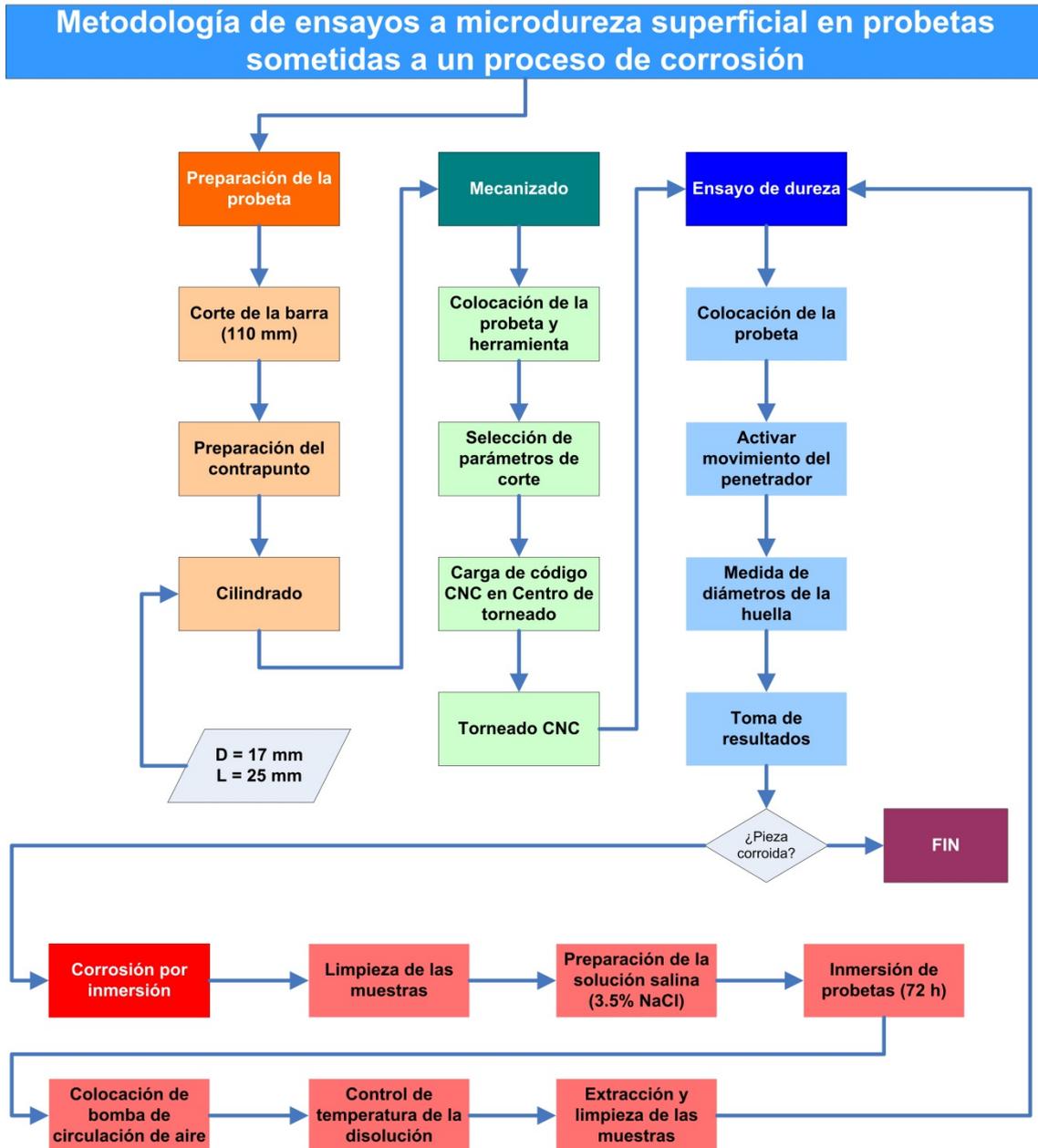


Figura 3.47. Metodología para ensayos de microdureza superficial en probetas sometidas a corrosión

3.9.3 Ensayos de resistencia a la tracción

La resistencia a la tracción es una propiedad mecánica de gran interés en el estudio del comportamiento de los materiales, en particular, en aquellos elementos que se van a encontrar sometidos a importantes sollicitaciones mecánicas, como es el caso de los que forman parte de la estructura de una aeronave [51].

Para evaluar la resistencia a la tracción, los ensayos se han llevado a cabo en un equipo de tensión compresión MTS Insight Electromechanical Testing System, disponible en el Departamento de Ingeniería Civil, de Materiales y Fabricación de la UMA, que permite aplicar cargas de hasta 300 kN.

Todos los ensayos se llevaron a cabo a temperatura ambiente, siguiendo lo establecido en la norma UNE-EN ISO 6892-1:2017 [6]. En este caso, el ensayo se ha limitado a evaluar

el límite de rotura del material (*Ultimate Tensile Stress, UTS*), por lo que, según establece la norma, la velocidad de deformación no debe exceder los 0.008 s^{-1} . Por lo tanto, según las características geométricas de la probeta, la velocidad de ensayo se encontrará limitada según la ecuación 3.13:

$$v_c = L_c \cdot \dot{\epsilon}_{L_c} \Rightarrow v_c \leq 42 \text{ mm} \cdot 0.008 \text{ s}^{-1} = 0.336 \text{ mm/s} \quad (3.13)$$

donde:

- v_c : Velocidad de ensayo
- L_c : Longitud de la zona calibrada de la probeta
- $\dot{\epsilon}_{L_c}$: Velocidad de deformación de la zona calibrada

De acuerdo a ello, se ha establecido un valor de velocidad del ensayo de 0.30 mm/s , cumpliendo con las exigencias de dicha norma. Bajo estas consideraciones, se ha realizado el ensayo de tracción, tal como se puede observar en la Figura 3.48.



Figura 3.48. Equipo para ensayos a tracción MTS Insight Electromechanical Testing System

El sistema dispone de un sistema de control y de recogida de datos, que permite registrar las cargas generadas durante el ensayo, así como su deformación. Estos registros se han obtenido cada 0.5 s , en forma de carga (kN), alargamiento (mm), Tensión (MPa) y deformación (mm/mm), por lo que se ha podido obtener una representación de la curva tensión-deformación para cada uno de los ensayos .

Los ensayos se han realizado con una repetibilidad de hasta 5 muestras para cada una de las condiciones de corte indicadas en la Tabla 3.9. El valor utilizado para el análisis de resultados corresponde con el valor medio de las 5 muestras.

Adicionalmente, se han realizado ensayos de tracción a 5 muestras sin mecanizar, con objeto de establecer valores de referencia para evaluar la influencia del mecanizado sobre el comportamiento a tracción de la aleación de aluminio objeto de esta Tesis Doctoral. Todo esto ha supuesto la realización de 85 ensayos de resistencia a tracción.

En la Figura 3.49 se muestra el diagrama de flujo correspondiente a la metodología experimental aplicada para los ensayos de resistencia a la tracción.



Figura 3.49. Metodología para ensayos de resistencia a tracción.

3.9.4 Ensayos de comportamiento a fatiga por flexión rotativa

Tal y como se ha indicado previamente, existen diferentes tipologías de ensayos y normas para el estudio del comportamiento a fatiga de materiales metálicos [41]. Para este trabajo de investigación se ha seleccionado el ensayo de fatiga por flexión rotativa, por su simplicidad y porque se realiza sobre piezas de revolución fácilmente obtenibles por torneado.

En la Universidad de Málaga no se disponía, hasta el momento de realizar esta tesis, de equipamiento para la realización de ensayos de fatiga por flexión rotativa. Por ello, también se ha abordado, como una etapa previa del presente trabajo, el diseño y fabricación de una máquina para ensayos a fatiga por flexión rotativa.

En este apartado se expone, en primer lugar, la metodología que se ha seguido para el diseño y fabricación de este tipo de banco de ensayo. En segundo lugar, se expone la metodología empleada para la realización de los ensayos de fatiga propiamente dichos.

Diseño y fabricación de un equipo para ensayos de fatiga de flexión rotativa

Para el diseño y fabricación del banco de ensayos a fatiga por flexión rotativa, se han seguido las directrices indicadas en la norma ISO 1143:2010 [11], que describe las características que debe tener un equipo dedicado a este tipo de ensayos. Se tomó la decisión de que el diseño debía cumplir los siguientes condicionantes:

- El equipo debe tener un manejo por parte del usuario sencillo y seguro.
- Debe ser lo más flexible posible, considerando diferentes posibilidades de geometrías de probetas a ensayar (longitud y diámetro), así como una amplia gama de cargas a aplicar, en función de la tipología de material que se desee estudiar.
- El sistema de giro debe implementarse con la mayor velocidad de giro posible, considerando que este tipo de estudios puede requerir un número elevado de ciclos hasta alcanzar la rotura por fatiga de algunos materiales.
- La elevada duración del ensayo requiere que el sistema disponga de elementos de parada automática, evitando que una persona se encuentre permanentemente presente, durante la duración total del ensayo, en las proximidades del equipo.
- El coste originado por la fabricación del equipo debe ser lo más bajo posible.

Para ello, se estableció un diseño convencional del equipamiento, estando compuesto por los siguientes cinco módulos:

1. **Estructural.** Encargado de soportar la carga generada por los elementos mecánicos y eléctricos necesarios para la realización de los ensayos.
2. **De potencia.** Este módulo es el responsable de la generación del giro de la probeta, a velocidad constante, para llevar a cabo el ensayo.
3. **De carga.** Para la realización del ensayo es necesario aplicar una o varias cargas sobre la probeta, por lo que en este módulo se considera la forma y características de su colocación.
4. **De medición.** El resultado obtenido en un ensayo de comportamiento a fatiga por flexión rotativa es el número de ciclos generados durante dicho ensayo (N), por lo que será necesario un elemento electrónico que tenga la capacidad de cuantificarlos.
5. **Eléctrico.** Encargado de dar suministro eléctrico a los diferentes elementos del equipo, considerando además los sistemas de seguridad, de tipo eléctrico, para su diseño.

El **módulo estructural** (Figura 3.50) se ha diseñado teniendo en cuenta que debe soportar la carga que genera el resto de módulos, ya que todos ellos se apoyarán sobre dicha estructura. Para ello, se ha considerado que en uno de los lados del sistema irá colocado el módulo de potencia, que soportará una mayor carga, mientras que en el

otro extremo se debe reservar un espacio libre más amplio, para poder colocar la carga, en función de las características geométricas de la probeta.

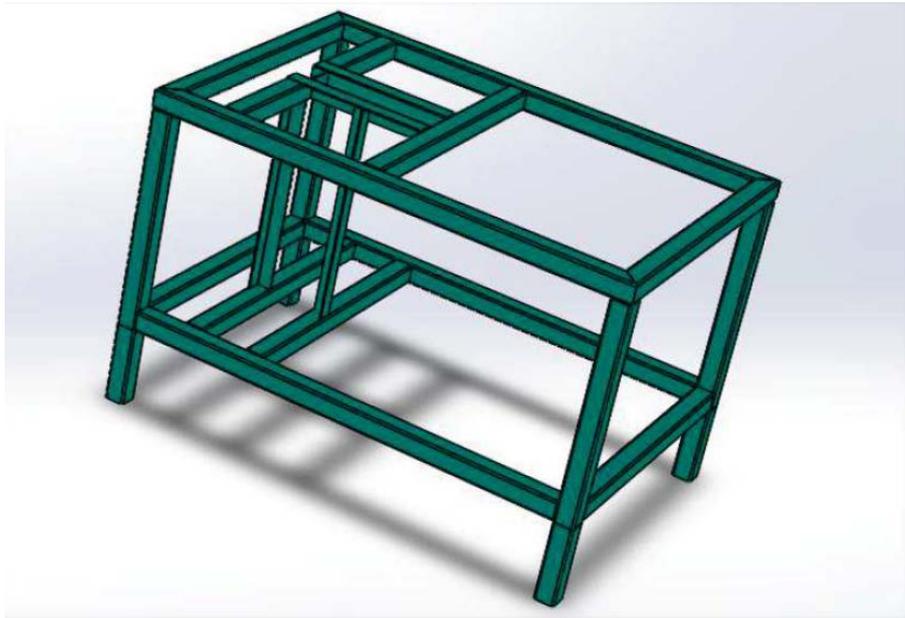


Figura 3.50. Diseño del módulo estructural para el equipo de ensayos a fatiga por flexión rotativa

Se han tomado perfiles de acero estructural S-275, de perfil cuadrado de 50x50x3 mm para la base de la estructura y perfiles de 40x40x3 mm y de 45x45x4 mm para el anclaje y transmisión de carga entre distintos módulos.

Para asegurar la capacidad portante de la estructura, se ha realizado el diseño en SolidWorks, realizando un estudio de cargas y deformaciones (Figuras 3.51 y 3.52) mediante el uso de métodos numéricos (elementos finitos). Se ha establecido un esfuerzo máximo de 2000 N, debido tanto al bloque cinemático como a la carga aplicada.

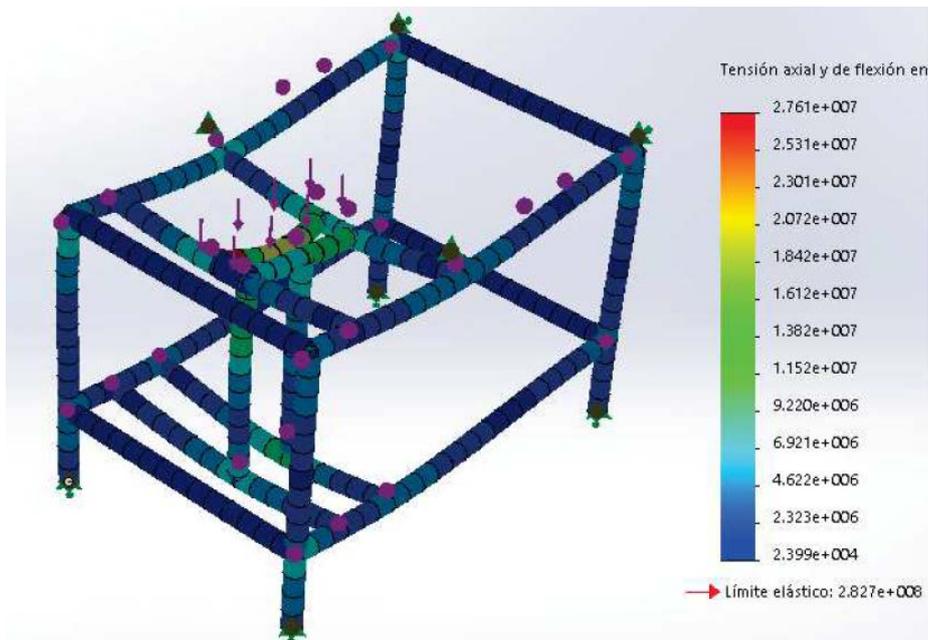


Figura 3.51. Esfuerzos a los que se encuentra sometido el equipo de ensayo a fatiga por flexión rotativa

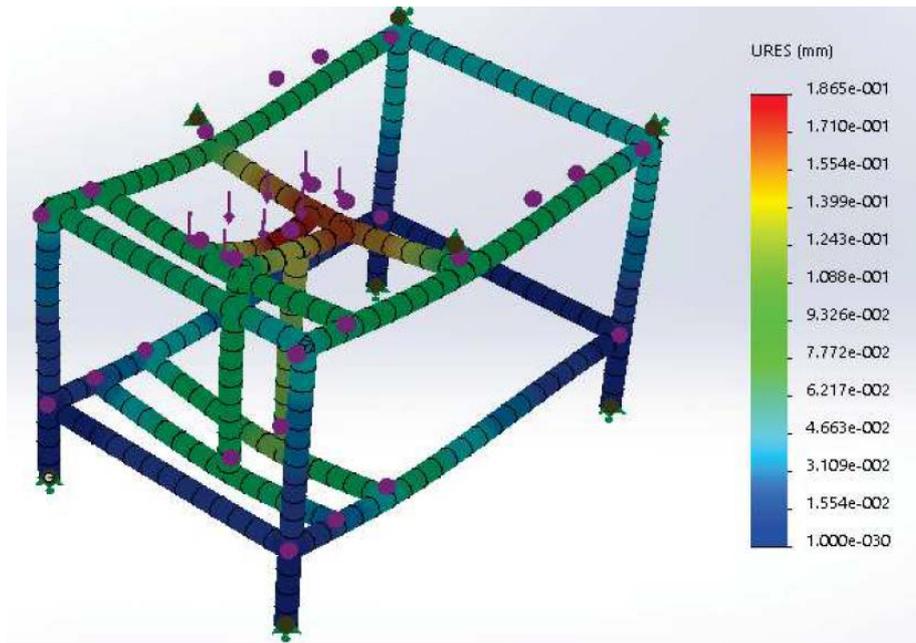


Figura 3.52. Desplazamientos debidos a las cargas soportadas en el equipo de ensayo a fatiga por flexión rotativa

De la simulación por elementos finitos, se determina que el perfil con mayor carga se encuentra sometido a una tensión de 27,61 MPa, siendo su límite elástico de 270 MPa, considerando, por tanto, que la estructura será estable para la carga de diseño.

Las uniones de los elementos metálicos se han realizado por soldadura por arco eléctrico, con metal de aporte y gas de protección activo (*Metal Active Gas, MAG*).

El **módulo de potencia**, encargado de suministrar el par necesario para generar el giro de la probeta, se compone de un bloque cinemático y de un motor eléctrico. Ambos elementos se han reutilizado de un torno Cumbre 022 del Área de Ingeniería de Procesos de Fabricación de la UMA, que se encontraba en desuso (Figura 3.53).



Figura 3.53. Elementos reutilizados de un torno Cumbre 022 (a) bloque cinemático, (b) motor eléctrico

El bloque cinemático se encuentra apoyado en la parte superior de la estructura, mientras que el motor eléctrico se situará en la parte inferior de la misma, con objeto de bajar el centro de gravedad del equipo lo máximo posible, reduciendo así las vibraciones originadas durante su funcionamiento.

Adicionalmente, para aligerar al máximo la carga sobre la estructura, se han eliminado aquellos componentes del bloque cinemático que no han resultado de utilidad.

El sistema de poleas (Figura 3.54), con el que contaba inicialmente el bloque cinemático, permitía alcanzar velocidades de giro de 1500 r/min. Con objeto de aumentar la velocidad de giro, reduciendo por tanto la duración de los ensayos a fatiga, se cambió la relación de poleas conductoras de giro, alcanzando finalmente una velocidad de giro de 2800 r/min.

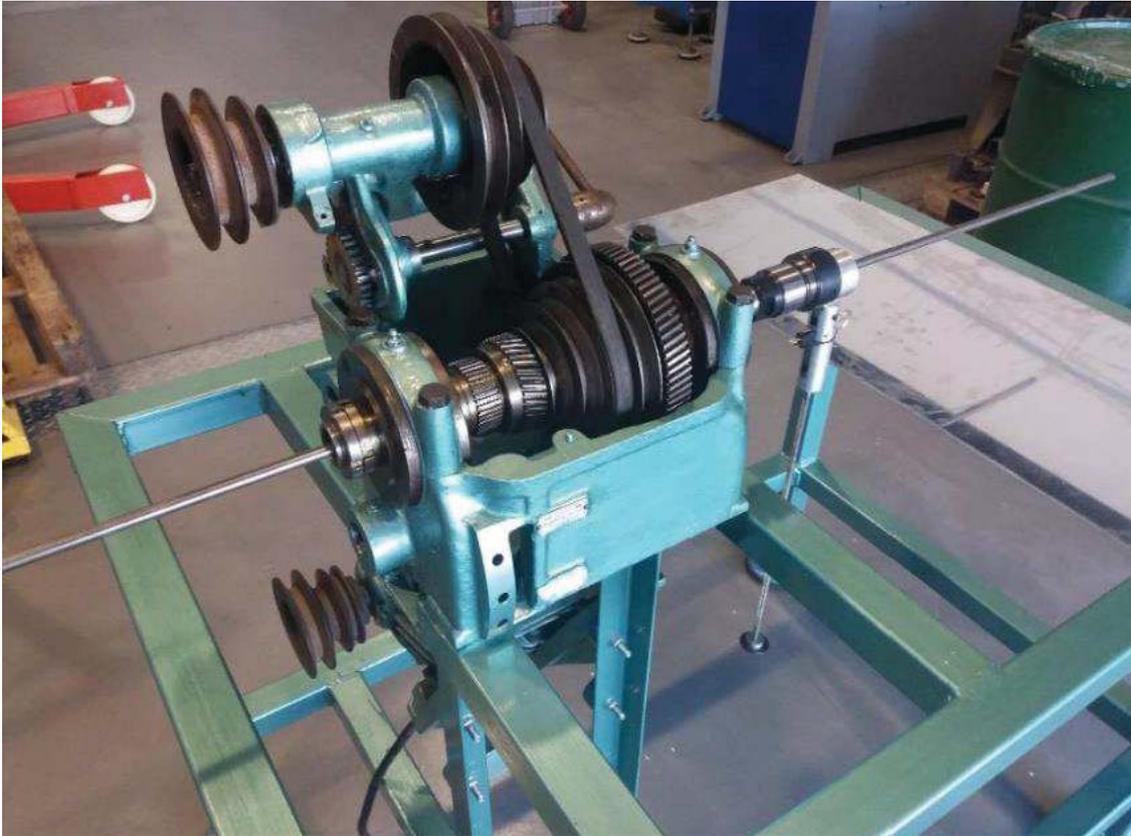


Figura 3.54. Sistema de poleas para transmisión de giro

El bloque motor no se ha modificado, manteniendo sus características, permitiendo una velocidad máxima de giro de 1500 r/min en condiciones nominales de funcionamiento.

Para la realización de los ensayos de fatiga es necesario aplicar una carga sobre la probeta. Los elementos encargados de realizar esta tarea constituyen el **módulo de carga**. Además, este módulo se encargará de realizar la parada automática del equipo en el momento que se origine la rotura.

De entre las posibilidades de aplicación de carga que estipula la norma ISO 1143:2010 [11], el diseño de este equipo se ha realizado considerando que se aplicará una única carga en el extremo de la probeta, reduciendo así el tamaño de dicho equipo. Aunque este sistema limite la carga aplicada en la muestra a ensayar, se ha estimado que no se requerirá la aplicación de una carga superior a 20 kg.

Se ha colocado un portapinzas (Figura 3.55) que se encarga de recibir el movimiento del bloque cinemático y transmitirlo directamente a la probeta. Para ello se ha seleccionado un cono morse 4, disponiendo de un diámetro máximo de trabajo de 25 mm.



Figura 3.55. Portapinzas para la sujeción de la probeta

Para la transmisión de cargas se ha diseñado un mecanismo compuesto de un rodamiento, una chumacera para dicho rodamiento, un pasador, el cuerpo de conexión y parada, y un espárrago para la sujeción de la carga (Figuras 3.56 y 3.57).



Figura 3.56. Componentes del módulo de transmisión de carga



Figura 3.57. Módulo transmisión de carga

El rodamiento se coloca en el extremo libre de la probeta a ensayar, quedando la carga en el extremo del espárrago, lo que genera una carga perpendicular a la probeta (Figura 3.58). Aunque la probeta se encuentre girando durante la realización del ensayo de fatiga, la carga permanecerá en todo momento perpendicular al eje de rotación, gracias al rodamiento del que dispone el módulo de transmisión, aplicando, por tanto, una carga a flexión sobre la probeta.

La combinación del giro de la probeta, manteniendo fija la posición de la carga con respecto al eje de rotación, genera sobre la probeta una carga cíclica a flexión, a lo largo del tiempo, de amplitud constante, lo que permite evaluar el comportamiento a fatiga del material a ensayar.

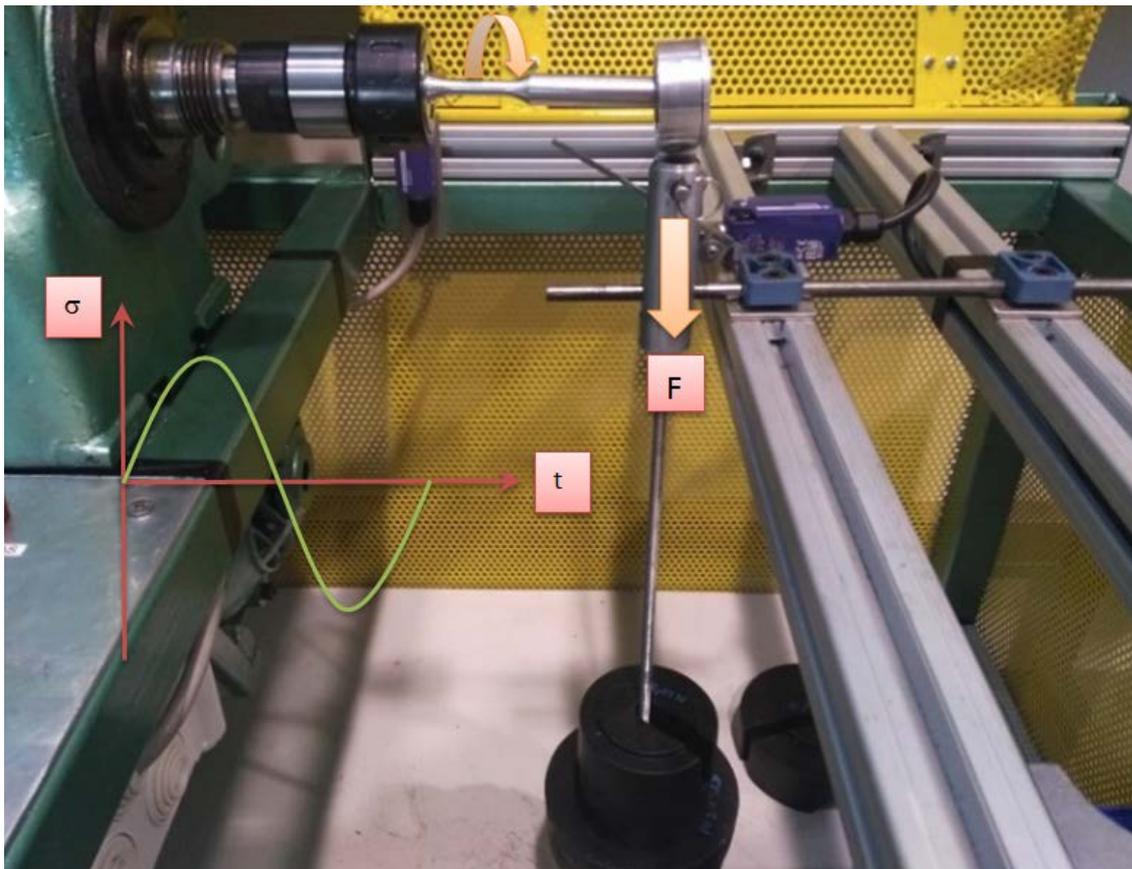


Figura 3.58. Efecto de la carga sobre la probeta

En el caso de rotura de la probeta por fatiga, el módulo de carga tiende a caer. Para evitarlo, se ha colocado un mecanismo de apoyo, el cual detendrá su caída. Además, se ha colocado un final de carrera de forma que, cuando el mecanismo de carga descienda por la rotura de la probeta, corte automáticamente el sistema y el equipo se detenga (Figura 3.59).

Este sistema de apoyo se encuentra colocado sobre un perfil de aluminio, el cual se encuentra sujeto a la estructura del equipo mediante un sistema de deslizadera (Figura 3.60), con el fin de permitir su movimiento para poder adaptarlo correctamente a la longitud que tenga la probeta a ensayar.

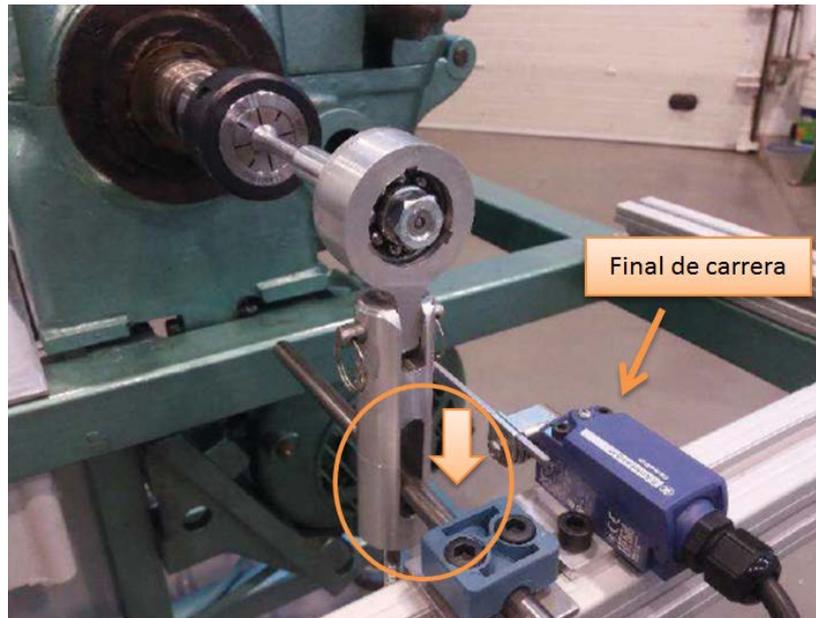


Figura 3.59. Sistema para sujeción del módulo de carga en caso de rotura de la probeta



Figura 3.60. Sistema de deslizadera entre perfiles

El equipo dispone de un **módulo de medición** para contar el número de giros que ha realizado la probeta durante el ensayo. La indicación de este contador corresponderá con el número de ciclos (N) propio de un ensayo a fatiga.

Este sistema de medición cuenta con una chapa metálica, dispuesta en la parte trasera del bloque cinemático, en la que se ubica un sensor inductivo (Figura 3.61). Al sistema de giro se le ha añadido un tornillo, que girará de forma solidaria, de forma que, cuando se encuentre en las proximidades del sensor, generará un pulso sobre el contador, aumentando el valor del número de ciclos medidos.

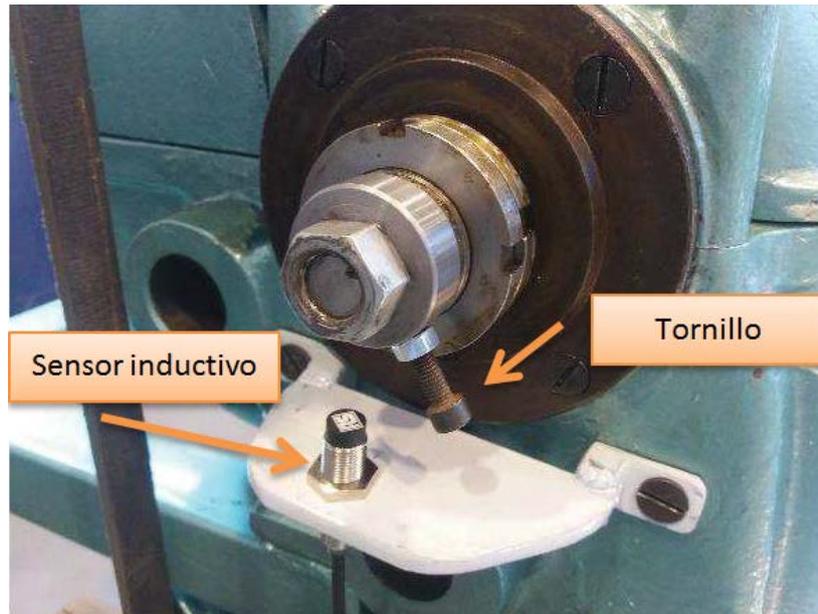


Figura 3.61. Sistema para medición del número de ciclos (N)

Finalmente se ha diseñado el **módulo eléctrico**, responsable de todo el suministro eléctrico al equipamiento, así como del sistema de control y manejo de la máquina.

En primer lugar, se ha dado suministro eléctrico al motor, alimentado a una tensión de 400 V, con una potencia eléctrica, en condiciones nominales de funcionamiento, de 1500 W. Para ello, se ha dispuesto un conductor de eléctrico de $3F \times 2.5 \text{ mm}^2 + 1N \times 2.5 \text{ mm}^2$, con una capacidad de corriente máxima de 16 A y aislamiento de tensión nominal de 0.6/1 kV.

También proporciona suministro eléctrico a la botonera y pilotos dispuestos en la máquina, así como al final de carrera, con una tensión de suministro de 24 V en corriente alterna, mientras que para el sistema de sensor inductivo y contador es necesaria una corriente continua de 12 V. Para ello se han colocado dos transformadores bipolares, adaptando la tensión de suministro a las necesidades de los diferentes elementos de la máquina.

Para el sistema de control de la máquina, se ha dispuesto un conjunto de pulsadores y pilotos de señalización (Figura 3.62).

Se han instalado 4 pilotos de indicación:

- **Sobrecarga**, indicando un exceso de temperatura en el equipo, por lo que el sistema se parará automáticamente, al activarse el relé térmico.
- **Puertas abiertas**, indicando, en el caso de que esté encendido, que algún elemento de protección no se encuentra correctamente colocado, lo que impedirá poner en marcha el equipo, o bien, si está en funcionamiento, se parará automáticamente.
- **Tensión en cuadro**, indicando si el equipo tiene suministro eléctrico para poder ponerse en marcha.
- **Rotura de probeta**, indicando que se ha activado el final de carrera cuando la probeta ha roto por fatiga.



Figura 3.62. Cuadro de maniobra de la máquina de ensayos a fatiga

Además, el sistema de control cuenta con un pulsador de marcha y de paro manual, de forma que el pulsador de marcha solo activará la máquina cuando se cumplan las condiciones de seguridad establecidas. También se ha incluido una seta de emergencia para su eventual accionamiento en el caso de parada de emergencia.

Se dispone de un contador digital de ciclos, conectado al sensor inductivo anteriormente comentado. Este contador dispone de hasta 8 dígitos y de un sistema de reset, para que al inicio de cada ensayo el contador se coloque a 0.

El módulo eléctrico cuenta con un cuadro de protección, de forma que lo proteja frente a contactos directos e indirectos, así como a posibles sobretensiones (Figura 3.63).

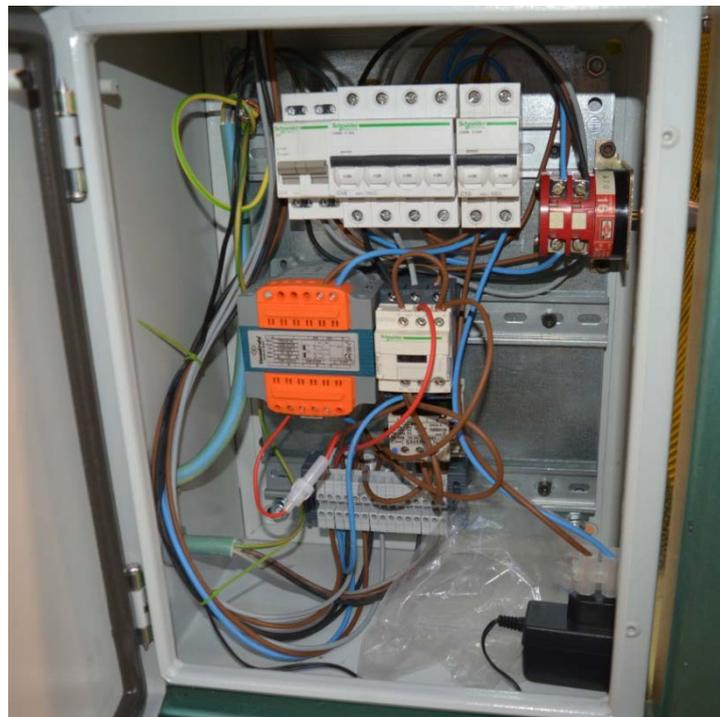


Figura 3.63. Cuadro eléctrico de protección

Considerando que el equipo dispone de elementos en movimiento, así como de elementos que están sometidos a tensión eléctrica, se han dispuesto un conjunto de sistemas de protección. En referencia a las partes móviles, serán aquellas que se encuentren en movimiento durante el ensayo. Uno de estos elementos corresponderá con el conjunto de poleas, dispuesto en el exterior del bloque cinemático, en el extremo del motor, habiéndose protegido mediante compuertas, de forma que, si éstas se encuentran abiertas, el conjunto no se podrá poner en marcha, o bien, en caso de estarlo, la máquina realizará la parada de forma automática. Por su parte, la probeta, durante el ensayo, también se encuentra en movimiento, por lo que igualmente se ha dispuesto una compuerta de protección, no permitiendo la marcha o realizando parada automática en el momento que esta se encuentre abierta. En la Figura 3.64 se puede ver el equipo de ensayo a fatiga en su configuración final.

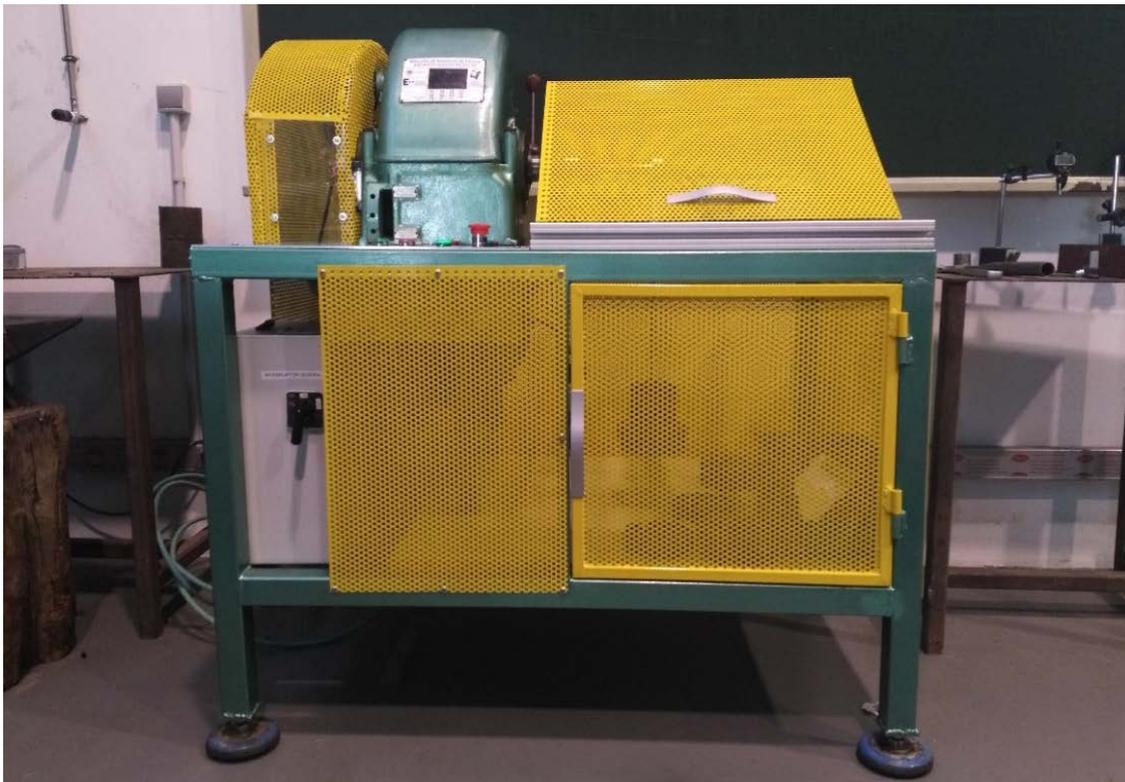


Figura 3.64. Equipo para ensayos a fatiga por flexión rotativa

Como se indicó al principio de este apartado, se ha procurado aprovechar el mayor número posible de elementos de que se disponía en el área de conocimiento, a fin de reducir al máximo el coste del equipo. El coste final de la máquina es de 1450.84 €, provenientes única y exclusivamente de la compra de materiales.

Finalmente, en el siguiente diagrama de flujo de la Figura 3.65, se muestra el proceso seguido para el montaje del equipo.



Figura 3.65. Diagrama de flujo para el montaje de la máquina de ensayos a fatiga

Metodología para la realización de ensayos de flexión rotativa

Una vez diseñada y montada la máquina de ensayos a fatiga por flexión rotativa, se ha dispuesto un conjunto de probetas torneadas en seco, cuyas características geométricas ya han sido indicadas en la Figura 3.23, aplicando las condiciones de corte establecidas en la Tabla 3.10.

Por cada combinación de parámetros de corte, se han mecanizado 4 unidades, tal y como establece la norma ISO 12107:2012 [12], para obtener un nivel de confianza del 95% en los resultados.

Para el inicio del ensayo la probeta se coloca en el sistema de giro de la máquina mediante el portapinzas. Una vez colocado, según indica la norma [11], se realiza un control de la concentricidad que tiene la probeta entre el sistema de sujeción y la zona de carga. Para ello se colocan dos relojes comparadores en ambos puntos (Figura 3.66) y se va realizando el giro y tomando medidas cada 30°. Finalmente, se calcula la concentricidad entre ambos puntos mediante el proceso establecido en el apartado 3.8.2 para el cálculo de esta desviación geométrica.

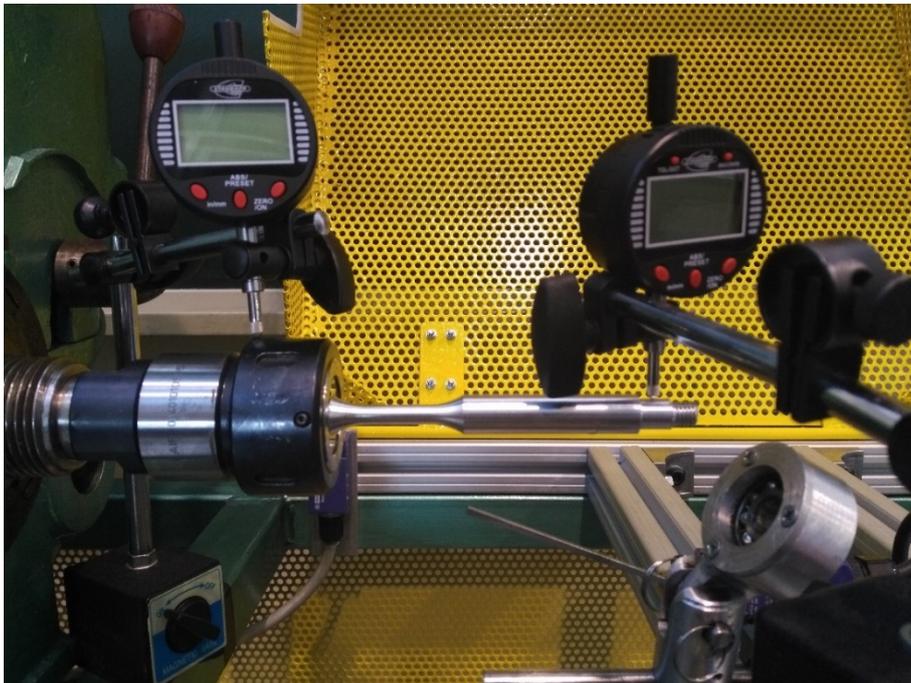


Figura 3.66. Control de la concentricidad de la probeta

Una vez colocada la carga y medida la concentricidad, se sitúa el módulo de carga en el extremo libre de la probeta. En este extremo se colocará una masa cuyo efecto, combinado con la rotación de la probeta, da lugar al esfuerzo dinámico necesario para llevar a cabo el ensayo a fatiga por flexión rotativa.

Según la geometría de la probeta, la zona esperada de rotura estará situada en el punto más alejado de la carga en la zona calibrada, ya que, al tener menor sección y mayor distancia, es el punto en el que el momento flector es máximo.

La tensión a la que se encuentra sometida esa sección viene dada a partir de la Ecuación 3.14, considerando el comportamiento de una viga empotrada, con una carga aplicada en el extremo.

$$S = \frac{32 \cdot F \cdot (L - x)}{\pi \cdot d^3} \quad (3.14)$$

Donde:

- *S*: Tensión originada por la carga (MPa)
- *F*: Carga aplicada a la probeta (N)
- *L*: Distancia desde la carga hasta el portapinzas (mm)
- *x*: Distancia del portapinzas a la zona donde se calcula la tensión aplicada (mm)
- *d*: Diámetro de la probeta (mm)

Considerando que las características geométricas de las probetas permanecen constantes en este estudio, el valor de la tensión (*S*) depende únicamente de la carga aplicada en el extremo de la probeta. Por tanto, según la geometría de la probeta se puede considerar *L* = 121 mm, *x* = 12.5 mm y *d* = 7.5 mm.

Con el objetivo de poder obtener un gráfico sobre la variación del número de ciclos en función de la carga aplicada (gráfico *S-N* o curva de Wöler), se ha considerado la aplicación de 4 cargas, de distinto valor, en el extremo de la probeta, las cuales se aplicarán a todas las combinaciones de parámetros de corte establecidas anteriormente, realizando a su vez 4 repeticiones para cada una de ellas. Las cargas se han aplicado a partir de pesas combinadas hasta valores de 9.0, 9.5, 10.0 y 10.5 kg de masa. Además, es necesario considerar el peso originado por el módulo de transmisión de carga (Figura 3.56), de valor 0.54 kg.

En la Tabla 3.11 se muestra el valor de las cargas aplicadas, así como el cálculo de la tensión en la sección esperada de rotura.

Tabla 3.10. Cargas (*F*) aplicadas en los extremos y tensión (*S*) correspondiente en la zona de rotura.

<i>F</i> (N)	<i>S</i> (MPa)
88.2	244.40
93.1	257.24
98.0	270.08
102.9	282.91

Colocada la carga, y una vez sujeto el módulo de carga, se procede al ensayo activando al equipo. Los ensayos se han realizado a la velocidad máxima de giro que dispone la máquina de ensayos a fatiga, correspondiente a 2800 r/min, con objeto de reducir lo máximo posible la duración del ensayo. Por medio del sistema de parada automática del que dispone el equipo, el ensayo permanecerá activo hasta que rompa la probeta (Figura 3.67).

Considerando todas las combinaciones de parámetros de corte establecidas en este estudio, así como las diferentes cargas y la repetibilidad de cada uno de ellos, se han realizado 192 ensayos a fatiga de flexión rotativa.

Figura 3.67. Rotura de la probeta tras un ensayo a fatiga por flexión rotativa

Tras la rotura de la probeta se toma nota del número de ciclos (duración del ensayo). Posteriormente la probeta se retira y se almacena, para el estudio de la superficie de rotura. Para ello, se han tomado imágenes mediante microscopía óptica (SOM) de las superficies de las probetas fracturadas (Figura 3.68), para cada una de las combinaciones de condiciones de corte y de carga. El equipo utilizado ha sido descrito con anterioridad en el epígrafe 3.6.

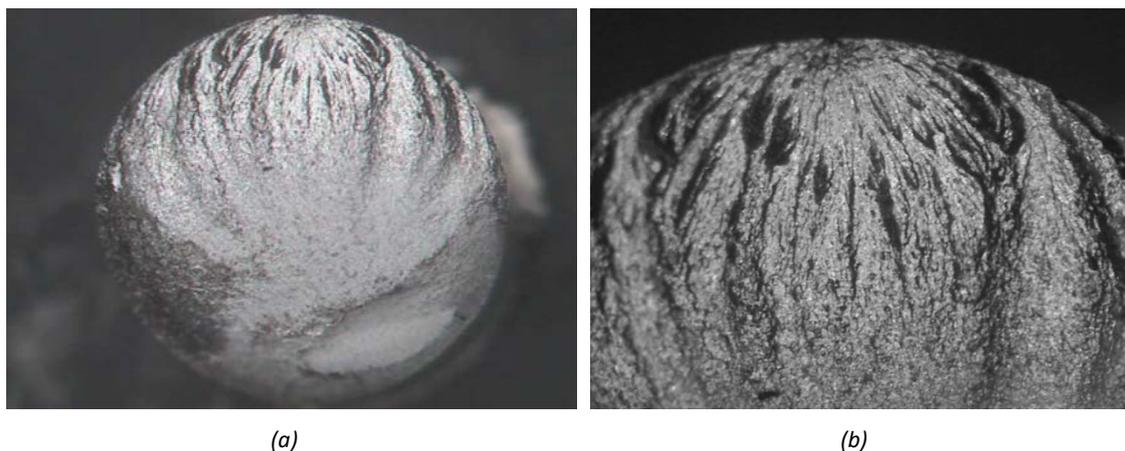


Figura 3.68. Imagen por Microscopía Óptica Estereoscópica de la superficie de rotura tras ensayo a fatiga (a) 13X, (b) 30X

En la Figura 3.69 se establece el diagrama de flujo correspondiente a la metodología seguida para la realización de ensayos a fatiga.

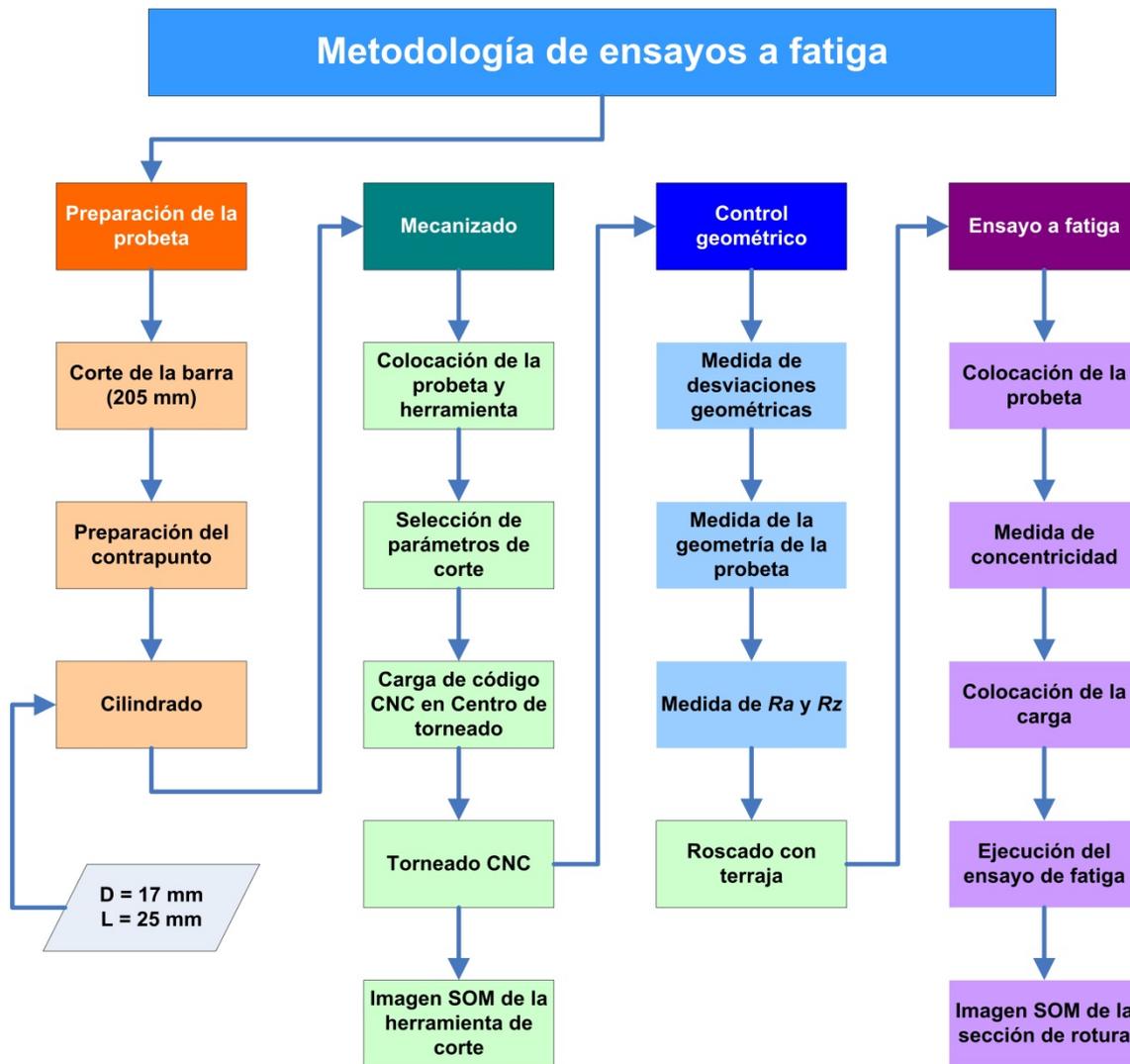


Figura 3.69. Metodología para ensayos a fatiga por flexión rotativa

3.9.5 Ensayos de comportamiento a fatiga por flexión rotativa tras corrosión por inmersión

De forma similar a las operaciones descritas en el epígrafe 3.9.2, diferentes probetas de fatiga se han sometido a un proceso de corrosión por inmersión en disolución salina de NaCl.

En esta ocasión se ha mecanizado un conjunto de probetas según las condiciones de corte establecida en la Tabla 3.10. De igual forma, tal y como indica la norma ISO 12107:2012 en su tabla 1 [12], para cada una de estas condiciones, se han mecanizado hasta cuatro unidades, asegurando que los resultados alcancen un nivel de confianza del 95%. Una vez mecanizadas, se ha procedido a la adquisición del perfil de rugosidad (utilizando como parámetros característicos Ra y Rz) para, posteriormente, ser sometidas al proceso de corrosión.

En el proceso de corrosión se han seguido los mismos pasos a los realizados en las probetas de microdureza superficial, los cuales se indican a continuación, de forma resumida:

1. Limpieza de las probetas en alcohol etílico (Figura 3.70) y posterior secado.
2. Creación de una disolución salina al 3,5%, con un volumen total de disolución de 20 L.
3. Colocación de probetas en suspensión, para evitar contactos entre ellas y el recipiente que contiene la disolución (Figura 3.71).
4. Control de la temperatura de la disolución manteniéndose entorno a los 26 °C.
5. Circulación continua de la disolución mediante una bomba de aire, evitando cualquier estratificación de concentración en la disolución, asegurando un proceso de corrosión homogéneo en toda la superficie de la probeta.
6. Extracción de las probetas a las 72 horas (Figura 3.72).
7. Limpieza de deposiciones superficiales de NaCl y posterior protección y almacenaje.



Figura 3.70. Limpieza de probetas para ensayos a fatiga previo al proceso de corrosión por inmersión



Figura 3.71. Inmersión de probetas para ensayos a fatiga en disolución salina



Figura 3.72. Probetas para ensayos a fatiga tras el proceso de corrosión por inmersión

Debido a la gran cantidad de probetas mecanizadas, necesarias para su posterior ensayo, el proceso de corrosión se ha realizado en tres tandas, siguiendo los pasos anteriormente indicadas. Cada una de las tandas de corrosión se ha realizado sobre las probetas que tienen la misma velocidad de corte, es decir, la primera tanda para $v_c = 40$ m/min, la segunda para $v_c = 60$ m/min y la tercera para $v_c = 80$ m/min. Adicionalmente, en la tanda de probetas de $v_c = 40$ m/min, se ha introducido una muestra de material de partida, sin mecanizar, para ser sometida al proceso de corrosión, con objeto de evaluar la influencia del proceso de mecanizado sobre la corrosión, a partir de la evaluación de la rugosidad superficial.

Una vez corroídas las muestras, se ha procedido al control de la rugosidad superficial (Ra , Rz) de las piezas corroídas, con objeto de evaluar la influencia de las condiciones superficiales sobre el comportamiento a fatiga.

Con posterioridad, se ha realizado el ensayo a fatiga por flexión rotativa a cada una de las probetas. En este caso, los ensayos se han realizado con una única carga de 9 kg (88.2 N), generando una tensión, en la zona esperada de rotura, de 244.40 MPa. Esto ha supuesto la realización de 48 ensayos a fatiga correspondientes a las probetas sometidas a corrosión.

El proceso seguido para la realización de los ensayos de fatiga por flexión rotativa a las probetas sometidas a corrosión, es igual al descrito en el apartado anterior (3.9.4), por lo que a continuación se indican dichos pasos de forma resumida:

1. Colocación y sujeción de la probeta en el equipo.
2. Medida de la concentricidad de la probeta entre el sistema de sujeción de la probeta en la máquina y la zona donde se ha de colocar la carga, mediante la colocación de relojes comparadores y toma de medidas de desviaciones cada 30°.
3. Colocación y sujeción de la carga, en este caso hasta alcanzar los 9 kg de carga aplicada sobre la probeta.
4. Puesta en marcha del ensayo a una velocidad de giro de 2800 r/min.
5. Parada automática de la máquina tras la rotura de la probeta (Figura 3.73).
6. Retirada de la probeta y toma de datos del número de ciclos obtenido en el ensayo.



Figura 3.73. Rotura tras ensayo a fatiga de una probeta sometida a corrosión por inmersión

De forma similar a las probetas ensayadas sin proceso de corrosión, se han tomado imágenes de la sección de rotura, mediante técnicas SOM, lo que ha permitido realizar un análisis de la fractografía de la probeta.

En la Figura 3.74 se representa el diagrama de flujo correspondiente a la metodología experimental seguida en los ensayos de fatiga a probetas corroídas por inmersión.

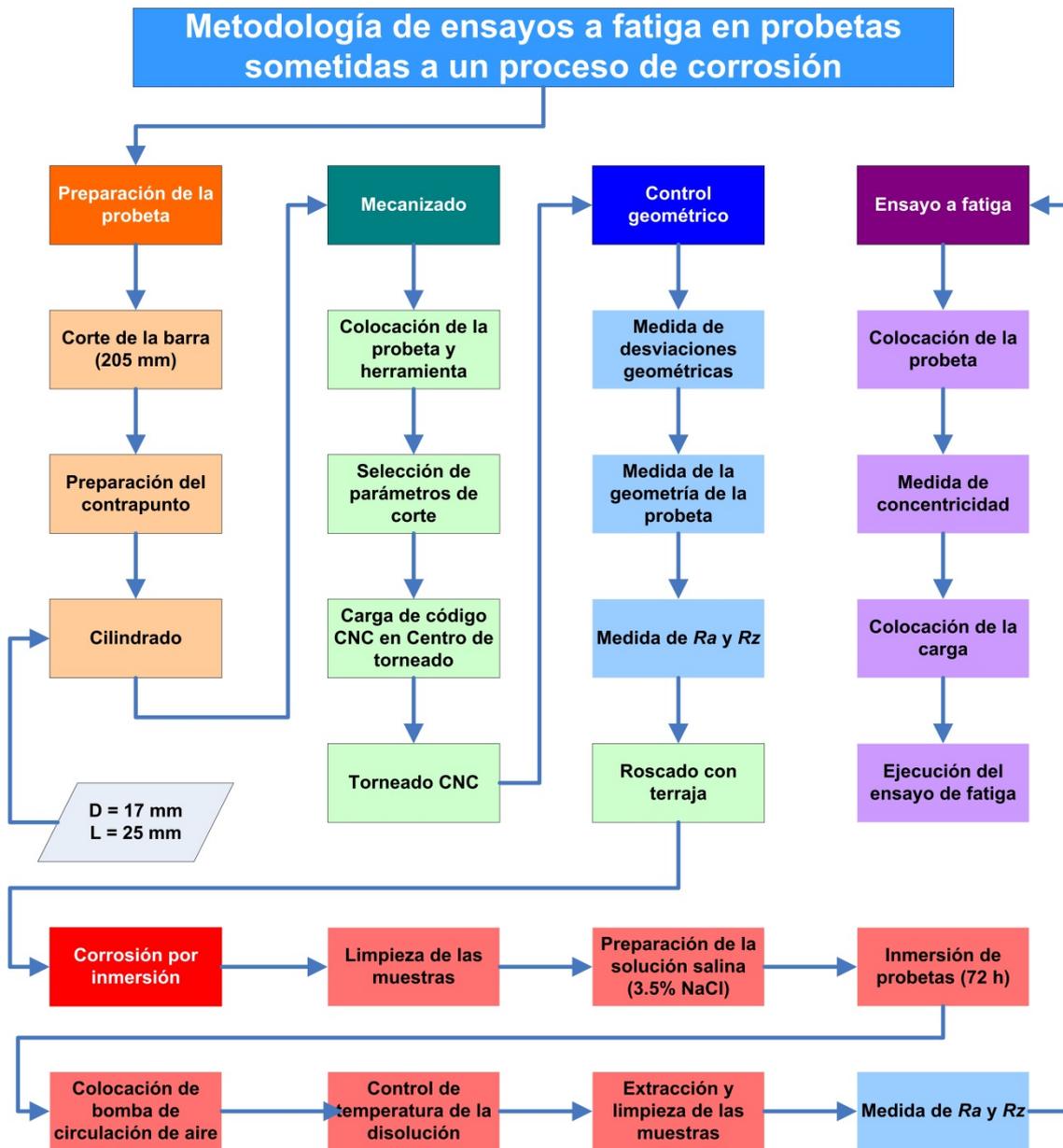


Figura 3.74. Metodología para ensayos a fatiga en probetas sometidas a un proceso de corrosión por inmersión

3.10. Generación de informes

Considerando el elevado número de ensayos realizados durante la parte experimental, todos los datos generados han sido ordenados y archivados en informes individualizados, para cada uno de ellos. Estos informes son el punto de partida para el posterior tratamiento de la información y análisis, que será objeto del capítulo 4 de esta Tesis Doctoral. Estos informes recogen la siguiente información:

- Código del ensayo adaptado a las diferentes condiciones de corte tal y como se ha descrito en 3.2.4.
- Datos de la herramienta, haciendo referencia a la numeración realizada a la caja de la herramienta, su posición y al filo de corte utilizado durante la operación de mecanizado.

- Datos del mecanizado, teniendo en cuenta las condiciones de corte utilizadas durante dicha operación, así como un apartado de observaciones, en el que se ha dejado reflejado cualquier incidencia surgida que pudiera resultar de interés.
- Imágenes de la probeta y del ensayo, dejando muestras gráficas de los elementos que han formado parte del proceso experimental, tales como la herramienta de corte y las características de la probeta en su estado previo y posterior al ensayo.
- Medidas geométricas, realizando un control de las características geométricas de la probeta tras el mecanizado, con objeto reducir la variabilidad geométrica de probetas a ensayar, que pudieran generar falsos resultados, así como para su posterior tratamiento en la obtención de resultados de los ensayos realizados.
- Desviaciones geométricas, tomando los valores medidos en cada una de las posiciones de la probeta con respecto a la referencia inicial. Dichos datos serán posteriormente tratados para la obtención de las diferentes desviaciones macrogeométricas.
- Datos microgeométricos, indicando cada una de las medidas de rugosidad superficial realizadas a cada una de las probetas a partir de los parámetros de Ra y Rz , considerando el valor medio que será utilizado en el posterior análisis.
- Resultados de ensayos de microdureza superficial, indicando la dureza superficial obtenida de cada una de las indentaciones superficiales realizadas, tanto en probetas sometidas a procesos de corrosión, como aquellas que no.
- Resultados de ensayos de tracción, representando la curva tensión deformación generada durante el ensayo, así como indicando la tensión máxima generada durante el ensayo, y la deformación en la ruptura.
- Resultados de ensayos de fatiga por flexión rotativa, indicando en primer lugar, las desviaciones obtenidas para la medida de la concentricidad, controlando el diámetro de la probeta en la zona donde se coloca la carga y considerando los resultados obtenidos del ensayo a partir del número de ciclos.

3.11. Conclusiones

En el presente capítulo se ha descrito la metodología experimental llevada a cabo para el desarrollo de la presente Tesis Doctoral. Este desarrollo metodológico ha estado marcado por tres tipologías de ensayos de propiedades mecánicas de materiales: ensayos de microdureza superficial, de resistencia a la tracción y de comportamiento a fatiga.

Previo a la realización de estos ensayos, se han tenido en cuenta un conjunto de actuaciones que permitan realizar un análisis paramétrico de estas propiedades mecánicas, así como de la rugosidad superficial (a partir de valores de Ra y Rz), de ciertas desviaciones geométricas (paralelismo, rectitud, oscilación radial, redondez, concentricidad, oscilación radial total y cilindricidad). Todo ello con el objetivo de evaluar la interrelación existente entre los parámetros de corte (variables de entrada al proceso) y distintas variables de salida relacionadas con la integridad superficial, así como sus posibles sinergias.

En referencia a la medida de las desviaciones macrogeométricas, la metodología experimental utilizada ha sido validada a partir de la utilización de equipamiento del Centro de Metrología Industrial (CMI) de la Escuela de Ingenierías de la Universidad de Cádiz.

Además, también se han considerado otras actuaciones que permiten obtener la validación del proceso, a partir de la comparación de resultados con estudios previos realizados sobre el mismo material, como ha sido el análisis del desgaste de la herramienta o el control morfológico de la viruta generada.

Cabe destacar que en este capítulo se ha desarrollado una metodología para el diseño y fabricación de una máquina para ensayos a fatiga por flexión rotativa. El diseño de la máquina está basado en las condiciones establecidas en la norma ISO 1143:2010, en la cual se especifican los elementos que conforman dicho equipamiento. Como valor añadido, se han reutilizado distintos componentes electro-mecánicos de un torno paralelo en desuso, cuya adquisición en el mercado tendría un coste bastante elevado. El diseño se ha realizado de forma que el equipo pueda utilizarse con probetas de diferentes tipos de materiales, así como distintas geometrías y con un amplio rango de cargas.

Por tanto, se puede concluir que la metodología experimental desarrollada permite afrontar las actuaciones necesarias para el logro de los objetivos inicialmente propuestos en la presente Tesis Doctoral.

3.12. Referencias

- [1] Gómez Parra, Á. Estudio de la influencia del mecanizado en el rendimiento funcional de aleaciones de aluminio de uso estratégico en la industria aeronáutica. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2016.
- [2] Sánchez, Y. Metodología para la caracterización del mecanizado de aleaciones ligeras de uso aeronáutico a través del análisis de la viruta. Tesis Doctoral, Universidad de Málaga, 2017.
- [3] Sánchez-Sola, J. M. Análisis paramétrico del mecanizado de aleaciones de aluminio. Relación con la topografía de las muestras mecanizadas. Tesis Doctoral, Universidad Nacional de Educación a Distancia, 2004.
- [4] Trujillo Vilches, F. J. Análisis Paramétrico del Mecanizado en Seco de la Aleación UNS A97075. Tesis Doctoral, Universidad de Málaga, 2013.
- [5] Asociación Española de Normalización. UNE-EN ISO 6507-1:2018. Materiales metálicos. Ensayo de dureza Vickers. Parte 1: Métodos de ensayo. 2018.
- [6] Asociación Española de Normalización. UNE-EN ISO 6892-1:2017 "Materiales metálicos. Ensayo de tracción. Parte 1: Método de ensayo a temperatura ambiente. 2017.
- [7] Organización Internacional de Estandarización. ISO 1099:2017. Metallic materials- Fatigue testing- Axial force-controlled method. 2017.
- [8] Organización Internacional de Estandarización. ISO 1352:2011. Metallic materials- Fatigue testing- Torque controlled method. 2011.

- [9] Organización Internacional de Estandarización. ISO 12106:2003. Metallic materials- Fatigue testing- Axial strain controlled method. 2003.
- [10] Organización Internacional de Estandarización. ISO 12108:2018. Metallic materials- Fatigue testing- Fatigue crack growth method. 2018.
- [11] Organización Internacional de Estandarización. ISO 1143:2010. Metallic materials-Rotating bar bending fatigue testing. 2010.
- [12] Organización Internacional de Estandarización. ISO 12107:2012. Metallic materials-Fatigue testing-Statistical planning and analysis of data. 2012.
- [13] Asociación Española de Normalización. UNE 38371:2003 Aluminio y aleaciones de aluminio para forja.. 2003.
- [14] Salguero Gómez, J. Análisis, evaluación y propuestas de mejora del rendimiento del mecanizado de alta velocidad de aleaciones de aluminio de interés en la industria aeronáutica. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2013.
- [15] Rajasekaran, T., Palanikumar, K., Vinayagam, B. K. Turning CFRP Composites with Ceramic tool for Surface Roughness Analysis. *Procedia Engineering*, vol. 38, pp. 2922–2929. 2012.
- [16] Su, Y., Effect of the cutting speed on the cutting mechanism in machining CFRP. *Composite Structures*, vol. 220, pp. 662–676. 2019.
- [17] Wan, M., Li, S.-E., Yuan, H., Zhang, W.-H. Cutting force modelling in machining of fiber-reinforced polymer matrix composites (PMCs): A review. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 117, pp. 34–55. 2019.
- [18] Pawar, O. A., Gaikhe, Y. S., Tewari, A., Sundaram, R., Joshi, S. S.. Analysis of hole quality in drilling GLARE fiber metal laminates. *Composite Structures*, vol. 123, pp. 350–365. 2015.
- [19] Kavitha, K., Vijayan, R., Sathishkumar, T. Fibre-metal laminates: A review of reinforcement and formability characteristics. *Materials Today: Proceedings*. 2019.
- [20] Bermudo, C., Trujillo, F. J., Herrera, M., Sevilla, L. Parametric analysis of the Ultimate Tensile Strength in dry machining of UNS A97075 Alloy. *Procedia Manufacturing*, vol. 13, pp. 81–88, 2017.
- [21] Kumar, R., Pattnaik, S. K., Minz, J. K., Padhi, S., Sarangi, S. K. Influence of cutting parameters on cutting forces and surface roughness in dry turning of Al using PCD and different coated tools. *Sādhanā*, vol. 44, no. 8, p. 186. 2019.
- [22] Gómez-Parra, A., Álvarez-Alcón, M., Salguero, J., Batista, M., Marcos, M. Analysis of the evolution of the Built-Up Edge and Built-Up Layer formation mechanisms in the dry turning of aeronautical aluminium alloys. *Wear*, vol. 302, no. 1–2, pp. 1209–1218. 2013.
- [23] Singh, T., Dureja, J. S., Dogra, M., Bhatti, M. S. Multi-response optimization in environment friendly turning of AISI 304 austenitic stainless steel. *Multidiscipline Modeling in Materials and Structures*, vol. 15, no. 3, pp. 538–558.2019.
- [24] Hegab, H., Darras, B., Kishawy, H. A. Sustainability Assessment of Machining with

- Nano-Cutting Fluids. *Procedia Manufacturing*, vol. 26, pp. 245–254. 2018.
- [25] Duc, T. M., Long, T. T., Chien, T. Q. Performance Evaluation of MQL Parameters Using Al₂O₃ and MoS₂ Nanofluids in Hard Turning 90CrSi Steel. *Lubricants*, vol. 7, no. 5, p. 40. 2019.
- [26] Phan, A.-V., Baron, L., Mayer, J. R. R., Cloutier, G. Finite element and experimental studies of diametral errors in cantilever bar turning. *Applied Mathematical Modelling*, vol. 27, no. 3, pp. 221–232. 2003.
- [27] Mayer, J. R. R., Phan, A.-V., Cloutier, G. Prediction of diameter errors in bar turning: a computationally effective model. *Applied Mathematical Modelling*, vol. 24, no. 12, pp. 943–956. 2000.
- [28] Ramesh, R., Mannan, M. ., Poo, A. Error compensation in machine tools — a review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 40, no. 9, pp. 1235–1256. 2000.
- [29] Topal, E. S., Çoğun, C. A cutting force induced error elimination method for turning operations. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 170, no. 1–2, pp. 192–203. 2005.
- [30] Shaw, M. C. *Metal cutting principles*. 2005.
- [31] Kilic, D. S., Raman, S. Observations of the tool-chip boundary conditions in turning of aluminum alloys. *Wear*, vol. 262, no. 7–8, pp. 889–904. 2007.
- [32] Eapen, J., Murugappan, S., Arul, S. A Study on Chip Morphology of Aluminum Alloy 6063 during Turning under Pre Cooled Cryogenic and Dry Environments. *Materials Today: Proceedings*, vol. 4, no. 8, pp. 7686–7693. 2017.
- [33] Asociación Española de Normalización. UNE 16148:1985. Ensayos de duración de herramientas en torno de corte único. 1985.
- [34] Organización Internacional de Estandarización. ISO 3685:1993. Tool-life testing with single-point turning tools. 1993.
- [35] Gangopadhyay, S., Acharya, R., Chattopadhyay, A. K., Sargade, V. G. Effect of cutting speed and surface chemistry of cutting tools on the formation of BUL or BUE and surface quality of the generated surface in dry turning of AA6005 aluminium alloy. *Machining Science and Technology*, vol. 14, no. 2, pp. 208–223. 2010.
- [36] Ponce, M. B. Caracterización de los mecanismos de adhesión secundaria y su influencia en el desgaste de herramientas de corte. Aplicación al mecanizado en seco de aleaciones ligeras. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2013.
- [37] K, V., Mathew, J. Wear behavior of TiAlN coated WC tool during micro end milling of Ti-6Al-4V and analysis of surface roughness. *Wear*, vol. 424–425, pp. 165–182. 2019.
- [38] Asociación Española de Normalización. UNE-EN ISO 4288:1998. Especificación geométrica de producto (GPS). Calidad superficial: Método del perfil. Reglas y procedimientos para la evaluación del estado superficial. 1998.

- [39] Heinz, A., Haszler, A., Keidel, C., Moldenhauer, S., Benedictus, R., Miller, W. Recent development in aluminium alloys for aerospace applications. *Materials Science and Engineering: A*, vol. 280, no. 1, pp. 102–107. 2000.
- [40] Castro Patiño, L. F. Aleaciones de Aluminio y su Importancia en la Industria Aeroespacial. *Metal actual*, pp. 12–21. 2010.
- [41] Martín-Béjar, S., Trujillo, F. J., Herrera, M., Sevilla, L., Marcos, M. Experimental methodology design for fatigue behaviour analysis of turned aluminum alloys. *Procedia Manufacturing*, vol. 13, pp. 73–80. 2017.
- [42] Wanhill, R. J. H.. *Fatigue Requirements for Aircraft Structures*. Elsevier. 2017.
- [43] Sánchez-Sola, J. M., Batista, M., Salguero, J., Gómez, A., Marcos Bárcena, M. Cutting Speed-Feed Based Parametric Model for Macro-Geometrical Deviations in the Dry Turning of UNS A92024 Al-Cu Alloys. *Key Engineering Materials*, vol. 504–506, pp. 1311–1316. 2012.
- [44] Trujillo, F. J., Sevilla, L., Marcos, M. Cutting speed-feed coupled experimental model for geometric deviations in the dry turning of UNS A97075 Al-Zn alloys. *Advances in Mechanical Engineering*, vol. 2014. 2014.
- [45] Dong, P., Sun, D., Wang, B., Zhang, Y., Li, H. Microstructure, microhardness and corrosion susceptibility of friction stir welded AlMgSiCu alloy. *Materials and Design*, vol. 54, pp. 760–765. 2014.
- [46] Privezentsev, D., Zhiznyakov, A., Kulkov, Y. Analysis of the Microhardness of Metals Using Digital Metallographic Images. *Materials Today: Proceedings*, vol. 11, pp. 325–329. 2019.
- [47] Surya Sundara Rao, K., Viswanath Allamraju, K. Effect on Micro-Hardness and Residual Stress in CNC Turning of Aluminium 7075 Alloy. *Materials Today: Proceedings*, vol. 4, no. 2, pp. 975–981. 2017.
- [48] Alfonso, I., Maldonado, C., González, J. G., Medina, A. Efecto de las variables experimentales sobre la microdureza en aleaciones Al-6Si-3Cu-xMg T6. *Matéria*, vol. 13, no. 1, pp. 110–118. 2008.
- [49] Brown, G. M., Shimizu, K., Kobayashi, K., Thompson, G. E., Wood, G. C. The morphology, structure and mechanism of growth of chemical conversion coatings on aluminium. *Corrosion Science*, vol. 33, no. 9, pp. 1371–1385. 1992.
- [50] Liu, S., Thompson, G. E., Skeldon, P. Vanadate post-treatments of anodised aluminium and AA 2024 T3 alloy for corrosion protection. *Transactions of the IMF*, vol. 96, no. 3, pp. 137–144. 2018.
- [51] Askeland, D., Fulay, P., Wright, W. *Ciencia e ingeniería de materiales*. Cengage Learning Inc. Mexico. 2012.

Capítulo 4.

Resultados y discusión

Índice

4.1.	Introducción	1
4.2.	Análisis morfológico de la viruta	2
4.3.	Análisis del desgaste de la herramienta.....	4
4.4.	Evaluación de desviaciones geométricas	9
4.4.1	Evaluación de desviaciones microgeométricas.....	9
4.4.2	Evaluación de desviaciones macrogeométricas.....	17
4.4.2.1.	Paralelismo (PAR) y rectitud (STR)	17
4.4.2.2.	Oscilación radial (CRO), redondez (RON) y Concentricidad (CON)	20
4.4.2.3.	Oscilación radial total (TCRO) y cilindridad (CYL)	28
4.4.2.4.	Modelos paramétricos de diferentes desviaciones geométricas	31
4.4.2.5.	Influencia del tiempo efectivo del mecanizado sobre las desviaciones macrogeométricas.	34
4.5.	Evaluación de propiedades mecánicas.	41
4.5.1.	Ensayos de microdureza superficial	41
4.5.2.	Ensayos de microdureza superficial tras proceso de corrosión por inmersión	45
4.5.3.	Ensayos de resistencia a la tracción	49
4.5.4.	Ensayos de comportamiento a fatiga por flexión rotativa.....	53
4.5.4.1	Análisis de las desviaciones macro y microgeométricas en las probetas para ensayos a fatiga por flexión rotativa.....	53
4.5.4.2	Análisis fractográfico.....	55
4.5.4.3	Análisis de los resultados experimentales y modelos paramétricos.	57
4.5.4.4	Propuesta de modelos de comportamiento a fatiga en función de la sección de rotura.	66
4.5.5.	Ensayos de comportamiento a fatiga por flexión rotativa tras corrosión por inmersión	72
4.6.	Conclusiones	75
4.7.	Referencias.....	75

Índice de Figuras

Figura 4.1. Morfología de la viruta obtenida en el mecanizado de probetas para ensayos a fatiga.....	2
Figura 4.2. Imagen SOM (40X) de la cara de desprendimiento de las herramientas, utilizadas en el mecanizado de probetas para ensayos a fatiga por flexión rotativa	5
Figura 4.3. Imagen SOM (40X) de la cara de incidencia de las herramientas utilizadas en el mecanizado de probetas para ensayos a fatiga por flexión rotativa	6
Figura 4.4. Desprendimiento de material en la herramienta ($v_c = 40$ m/min, $f = 0.15$ mm/r)	8
Figura 4.5. Evolución de $R_a = g(v_c, f)$ (previo al proceso de corrosión).....	10
Figura 4.6. Evolución de $R_z = g(v_c, f)$ (previo al proceso de corrosión)	11
Figura 4.7. Probeta con altas vibraciones durante el mecanizado	11
Figura 4.8. Probeta de ensayos a fatiga posterior al proceso de corrosión.....	12
Figura 4.9. Evolución de $R_a = g(v_c, f)$ (posterior al proceso de corrosión)	13
Figura 4.10. Evolución de $R_z = g(v_c, f)$ (posterior al proceso de corrosión)	13
Figura 4.11. Comparación en los valores de R_a de las probetas mecanizadas previo y posterior al proceso de corrosión.....	14
Figura 4.12. Comparación en los valores de R_z de las probetas mecanizadas previo y posterior al proceso de corrosión.....	14
Figura 4.13. Valores medios de $R_a = g(f)$ de diferentes probetas para $v_c = 40$ m/min	15
Figura 4.14. Valores medios de $R_a = g(f)$ de diferentes probetas para $v_c = 60$ m/min	15
Figura 4.15. Valores medios de $R_a = g(f)$ de diferentes probetas para $v_c = 80$ m/min	16
Figura 4.16. Desviación de paralelismo, $PAR = g(v_c, f)$	18
Figura 4.17. Desviación de rectitud, $STR = g(v_c, f)$	19
Figura 4.18. Imagen por microscopía óptica (SOM) de la cara de desprendimiento de la herramienta después del mecanizado para a) $f = 0.05$ mm/r y (b) $f = 0.10$ mm/r, con $v_c = 40$ m/min.....	20
Figura 4.19. Imagen por microscopía óptica (SOM) de la cara de desprendimiento de la herramienta después del mecanizado para a) $f = 0.15$ mm/r y (b) $f = 0.20$ mm/r, para $v_c = 40$ m/min.....	20
Figura 4.20. Desviación de oscilación radial, $CRO = g(f)$, en diferentes secciones de la probeta para $v_c = 40$ m/min	21
Figura 4.21. Desviación de oscilación radial, $CRO = g(f)$, en diferentes secciones de la probeta para $v_c = 60$ m/min	22
Figura 4.22. Desviación de oscilación radial, $CRO = g(f)$, en diferentes secciones de la probeta para $v_c = 80$ m/min	22
Figura 4.23. Evolución de la oscilación radial, $CRO = g(v_c, f)$	23
Figura 4.24. Desviación de redondez, $RON = g(f)$, en diferentes secciones de la probeta para $v_c = 40$ m/min	24
Figura 4.25. Desviación de redondez, $RON = g(f)$, en diferentes secciones de la probeta para $v_c = 60$ m/min	24

Figura 4.26. Desviación de redondez, $RON = g(f)$, en diferentes secciones de la probeta para $v_c = 80$ m/min	24
Figura 4.27. Desviación de redondez, $RON = g(v_c, f)$	25
Figura 4.28. Desviación de concentricidad, $CON = g(f)$, en diferentes secciones de la probeta para $v_c = 40$ m/min	26
Figura 4.29. Desviación de concentricidad, $CON = g(f)$, en diferentes secciones de la probeta para $v_c = 60$ m/min	26
Figura 4.30. Desviación de concentricidad, $CON = g(f)$, en diferentes secciones de la probeta para $v_c = 80$ m/min	26
Figura 4.31. Desviación de concentricidad, $CON = g(v_c, f)$	27
Figura 4.32. Desviación de oscilación radial total, $TCRO = g(f)$, en diferentes zonas de la probeta para $v_c = 40$ m/min	28
Figura 4.33. Desviación de oscilación radial total, $TCRO = g(f)$, en diferentes zonas de la probeta para $v_c = 60$ m/min	29
Figura 4.34. Desviación de oscilación radial total, $TCRO = g(f)$, en diferentes zonas de la probeta para $v_c = 80$ m/min	29
Figura 4.35. Desviación de oscilación radial total, $TCRO = g(v_c, f)$	30
Figura 4.36. Desviación de cilindridad, $CYL = g(v_c, f)$	30
Figura 4.37. Modelos potenciales en función de v_c y f (a) rectitud, (b) oscilación radial y (c) redondez.	32
Figura 4.38. Modelo potencial para $STR = g(v_c, f)$	33
Figura 4.39. Modelo potencial para $CRO = h(v_c, f)$	33
Figura 4.40. Modelo potencial para $RON = j(v_c, f)$	33
Figura 4.41. Influencia del tiempo efectivo de mecanizado en PAR (a) $v_c = 40$ m/min, (c) $v_c = 60$ m/min, (e) $v_c = 80$ m/min y en STR (b) $v_c = 40$ m/min, (d) $v_c = 60$ m/min, (f) $v_c = 80$ m/min	35
Figura 4.42. Evolución del desgaste de la herramienta	36
Figura 4.43. Influencia del tiempo efectivo de mecanizado en CRO (a) $v_c = 40$ m/min, (c) $v_c = 60$ m/min, (e) $v_c = 80$ m/min y en RON (b) $v_c = 40$ m/min, (d) $v_c = 60$ m/min, (f) $v_c = 80$ m/min	37
Figura 4.44. Influencia del tiempo efectivo de mecanizado en CON (a) $v_c = 40$ m/min, (b) $v_c = 60$ m/min, (c) $v_c = 80$ m/min	38
Figura 4.45. Influencia del desgaste de la herramienta en TCRO y CYL (a) $v_c = 40$ m/min, (b) $v_c = 60$ m/min, (c) $v_c = 80$ m/min	39
Figura 4.46. Microdureza superficial $HV = g(f)$ para diferentes valores de v_c , $a_p = 1.0$ mm.....	42
Figura 4.47. Microdureza superficial $HV = g(v_c)$ para diferentes valores de f , $a_p = 1.0$ mm.....	43
Figura 4.48. Microdureza superficial $HV = g(f)$ para diferentes valores de v_c , $a_p = 1.5$ mm.....	44
Figura 4.49. Microdureza superficial $HV = g(v_c)$ para diferentes valores de f en probetas sometidas a corrosión	46
Figura 4.50. Microdureza superficial $HV = g(f)$ para diferentes valores de v_c en probetas sometidas a corrosión	46

Figura 4.51. Valor medio de rugosidad superficial, $R_a = g(f)$, en función de v_c , de las probetas para ensayos a microdureza, previo a corrosión	47
Figura 4.52. Valor medio de rugosidad superficial, $R_a = g(f)$, en función de v_c , de las probetas para ensayos a microdureza, posterior a corrosión.....	48
Figura 4.53. Curva tensión-deformación para diferentes f , $v_c = 40$ m/min, $a_p = 0.5$ mm	49
Figura 4.54. Curva tensión-deformación para diferentes f , $v_c = 40$ m/min, $a_p = 1.0$ mm	49
Figura 4.55. Curva tensión-deformación para diferentes f , $v_c = 80$ m/min, $a_p = 0.5$ mm	50
Figura 4.56. Curva tensión-deformación para diferentes f , $v_c = 80$ m/min, $a_p = 1.0$ mm	50
Figura 4.57. Valor medio de UTS, $UTS = g(f)$, para diferentes valores de v_c y a_p	52
Figura 4.58. Restricciones geométricas indicadas por la norma ISO 1143:2010 [56].....	54
Figura 4.59. Caracterización de la superficie de fractura por fatiga	55
Figura 4.60. Imágenes de la superficie de fractura mediante técnicas SOM: (a) $S = 244$ MPa; (b) $S = 257$ MPa; (c) $S = 270$ MPa; (d) $S = 283$ MPa	56
Figura 4.61. Imagen SOM (13X) de superficie de fractura por fatiga con varios puntos de inicio de grieta ($v_c = 80$ /min, $f = 0.20$ mm/r)	57
Figura 4.62. Número de ciclos, $N = g(f)$, para diferentes valores de v_c , $S = 244$ MPa	58
Figura 4.63. Número de ciclos, $N = g(f)$, para diferentes valores de v_c , $S = 257$ MPa	58
Figura 4.64. Número de ciclos, $N = g(f)$, para diferentes valores de v_c , $S = 270$ MPa	59
Figura 4.65. Número de ciclos, $N = g(f)$, para diferentes valores de v_c , $S = 283$ MPa	59
Figura 4.66. Modelos de curvas S-N y resultados experimentales para diferentes valores de f , $v_c = 40$ m/min	62
Figura 4.67. Modelos de curvas S-N y resultados experimentales para diferentes valores de f , $v_c = 60$ m/min	62
Figura 4.68. Modelos de curvas S-N y resultados experimentales para diferentes valores de f , $v_c = 80$ m/min	63
Figura 4.69. Modelo marginal $N = g(S, f)$ para $v_c = 40$ m/min	65
Figura 4.70. Modelo marginal $N = g(S, f)$ para $v_c = 60$ m/min	65
Figura 4.71. Modelo marginal $N = g(S, f)$ para $v_c = 80$ m/min	65
Figura 4.72. Probeta de fatiga con sección de rotura alejada de la sección estimada de rotura	67
Figura 4.73. Modelos modificados de curvas S-N y resultados experimentales para diferentes valores de f , $v_c = 40$ m/min.....	68
Figura 4.74. Modelos modificados de curvas S-N y resultados experimentales para diferentes valores de f , $v_c = 60$ m/min.....	68
Figura 4.75. Modelos modificados de curvas S-N y resultados experimentales para diferentes valores de f , $v_c = 80$ m/min.....	69
Figura 4.76. Modelo marginal modificado $N = g(S, f)$ para $v_c = 40$ m/min	69
Figura 4.77. Modelo marginal modificado $N = g(S, f)$ para $v_c = 60$ m/min.....	70
Figura 4.78. Modelo marginal modificado $N = g(S, f)$ para $v_c = 80$ m/min	70

Figura 4.79. Imágenes de la superficie de fractura mediante técnicas SOM en probetas corroídas para $v_c = 80$ m/min, $f = 0.10$ mm/r y $S = 244$ MPa: (a) 13X; (b) 30X..... 72

Figura 4.80. Número de ciclos en probetas sometidas a proceso de corrosión, $N = g(f)$, para diferentes valores de v_c , $S = 244$ MPa 73

Figura 4.81. Comparación en el comportamiento a fatiga de muestras en un estado de pre-corrosión y post-corrosión para $S = 244$ MPa 74

Índice de Tablas

Tabla 4.1. Tiempos de mecanizado de cada una de las herramientas en función de los parámetros de corte. 4

Tabla 4.2. Valores medios de rugosidad superficial (previo al proceso de corrosión) 9

Tabla 4.3. Valores medios de Ra y Rz obtenidos tras el proceso de corrosión..... 12

Tabla 4.4. Valor medio de las desviaciones de PAR y STR..... 18

Tabla 4.5. Valor medio de las desviaciones de CRO, RON y CON..... 21

Tabla 4.6. Valor medio de las desviaciones de TCRO y CYL. 28

Tabla 4.7. Coeficientes para el modelo parámetro de GD..... 31

Tabla 4.8. Valor medio de dureza superficial (HV 0.05) en función de v_c y f para $a_p = 1$ mm..... 42

Tabla 4.9. Valor medio de dureza superficial (HV 0.05) en función de v_c y f para $a_p = 1.5$ mm.. 44

Tabla 4.10. Valor medio de dureza superficial (HV 0.05) en función de v_c y f en probetas sometidas a corrosión..... 45

Tabla 4.11. Valor medio de UTS en función de v_c , f y a_p 52

Tabla 4.12. Valores medios de desviaciones geométricas obtenidos en la zona calibrada para su comparación con los valores exigidos en la norma ISO 1143:2010..... 54

Tabla 4.13. Valor medio de N en función de S, para cada uno de los valores de v_c y f 57

Tabla 4.14. Coeficientes del modelo S-N 61

Tabla 4.15. Coeficientes de los modelos marginales, $N = g(S, f)$, para diferentes v_c 64

Tabla 4.16. Coeficientes de modelo paramétrico, $N = g(S, v_c, f)$ 66

Tabla 4.17. Coeficientes del modelo S-N modificado 67

Tabla 4.18. Coeficientes de los modelos marginales modificado, $N = g(S, f)$, para diferentes v_c . 71

Tabla 4.19. Coeficientes de modelo paramétrico modificado, $N = g(S, v_c, f)$ 71

Tabla 4.20. Valor medio de N, para cada uno de los valores de v_c y f en probetas corroídas 73

4.1. Introducción

En este capítulo se presentan y discuten los resultados obtenidos tras la aplicación de la metodología experimental propuesta en el capítulo 3. El objetivo principal de esta Tesis Doctoral, tal y como se ha indicado con anterioridad, es la evaluación de la influencia de los parámetros de corte sobre diferentes propiedades que afectan a la integridad superficial de piezas torneadas en seco de la aleación UNS A97075-T6.

En primer lugar, se realizará un análisis de variables que ya han sido previamente estudiadas por otros autores, tales como los aspectos morfológicos de la viruta, el desgaste de la herramienta y las desviaciones microgeométricas. Este análisis servirá como elemento de ayuda para interpretar los resultados obtenidos en el resto de las variables analizadas, así como de elemento de control y contrastación de dichos resultados.

A continuación, se expondrán y analizarán los resultados obtenidos respecto de las desviaciones macrogeométricas. Si bien existen estudios previos al respecto, estos son escasos. Incluso los propios autores indican que se debe profundizar en dichos resultados y ampliar dichos estudios, tal y como se ha comentado en la revisión del estado del arte.

Finalmente, se acometerá el análisis de las propiedades mecánicas (microdureza, resistencia a la tracción y fatiga), realizando una comparación de resultados con muestras que han sido sometidas a procesos de corrosión en el caso de microdureza y comportamiento a fatiga.

Además, se ha tratado de obtener modelos paramétricos que permitan prever el comportamiento de las distintas variables analizadas en función de los parámetros de corte, así como interpretar las sinergias existentes entre dichas variables.

A continuación, se presenta y discuten el conjunto de estos resultados agrupados según la tipología de los ensayos y procesos de análisis.

4.2. Análisis morfológico de la viruta

La Figura 4.1 muestra las imágenes de la viruta obtenida durante el torneado de la primera serie de probetas utilizadas para los ensayos de fatiga (R1), y que se ha generado y recogido durante la operación de acabado. Las imágenes están clasificadas en función del valor de los parámetros de corte utilizados.

		$a_p = 1 \text{ mm}$		
f (m/min)		V_c (m/min)		
		40	60	80
0.05				
	Arqueada conectada ICV = 2	Arqueada conectada ICV = 3	Arqueada conectada ICV = 3	
0.10				
	Arqueada conectada ICV = 2	Helicoidal larga ICV = 2	Arqueada conectada ICV = 3	
0.15				
	Helicoidal corta ICV = 1	Helicoidal corta ICV = 1	Arqueada conectada ICV = 2	
0.20				
	Helicoidal larga ICV = 1	Helicoidal corta ICV = 1	Espiral cónica ICV = 1	

Figura 4.1. Morfología de la viruta obtenida en el mecanizado de probetas para ensayos a fatiga

Además, se identifica su morfología conforme a la norma ISO 3685:1993 [1]. Por otra parte, Trujillo en [2] establece una nueva metodología para clasificar la viruta de esta aleación, obtenida mediante torneado en seco en condiciones de corte similares. Dicha clasificación tiene un carácter cualitativo, según la creciente tendencia a la formación de nidos de viruta. Para ello, establece a partir de un “Índice de Control de Viruta” (ICV) una valoración entre 1 y 3, considerando su clasificación como se indica a continuación:

- **Viruta con ICV = 1.** Viruta con alto nivel de fragmentación. No representa tendencia a enredarse o a formar nidos de virutas.
- **Viruta con ICV = 2.** La viruta presenta una morfología helicoidal larga o tubular larga, que en los primeros instantes del mecanizado no muestra tendencia a enredarse o a formar nidos de viruta. Conforme avanza el proceso de mecanizado, la viruta se vuelve inestable apareciendo nidos de viruta.
- **Viruta con ICV = 3.** Viruta con una morfología arqueada o plana, que desde el inicio del mecanizado presenta tendencia a formar nidos de virutas.

Ambas clasificaciones se han incluido en la Figura 4.1.

De forma general, tras la observación macroscópica de la viruta obtenida, se puede considerar que, para incrementos de valores de avance (f), la viruta tiende a fragmentarse, mientras que un incremento de la velocidad de corte (v_c) tiende a generar viruta más continua.

Para un amplio rango de valores de f (0.05 - 0.15 mm/r) el incremento de v_c tiende a generar la viruta más continua, derivando a la formación de los característicos nidos de viruta. Por otro lado, las mejores características de viruta, desde el punto de vista de su fragmentabilidad y control durante el proceso (ICV = 1), aparecen a altos valores de f (0.15-0.20 mm/r), mientras que la viruta más desfavorable (ICV = 3) aparece en combinaciones de bajos valores de f (0.05 - 0.10 mm/r), independientemente del valor de v_c aplicado. Esto es debido al elevado contenido de Zn que posee la aleación ($\approx 6\%$), que confiere al material una gran plasticidad, facilitando la deformación plástica durante el mecanizado sin llegar a alcanzar el límite a esfuerzo cortante, reduciendo, por tanto, la fragmentabilidad de la viruta. Este hecho tiende a generar una viruta más continua, más alargada y con tendencia a enredarse.

Además, hay que tener en cuenta que valores bajos de f implican valores más bajos de las fuerzas de corte generadas durante el proceso de mecanizado, lo cual dificulta alcanzar el límite de resistencia del material. Por otro lado, el incremento v_c da lugar a un incremento de la temperatura en la zona de corte, produciéndose un efecto de incremento de su ductilidad [3–5].

Estos resultados están en buen acuerdo con los obtenidos en [2], donde se realiza un estudio sobre la aleación de aluminio UNS A97075-T6, pero en un rango de v_c comprendido entre 40 y 200 m/min y de f comprendido entre 0.5 y 0.3 mm/r.

Sánchez Sola en [6] analiza la generación de viruta en la aleación UNS A97050, obteniéndose resultados similares a los obtenidos en esta investigación, debido principalmente a que el material utilizado también cuenta con una proporción elevada de Zn.

Sin embargo, respecto a la aleación de aluminio UNS A92024, en [7,8] se observa que la tendencia a generar nidos de viruta es menor que en las aleaciones de Al-Zn. Esto es debido a una menor plasticidad en la aleación UNS A92024, que tiende a fragmentar la viruta con mayor rapidez, debido principalmente a un mayor contenido en Cu. Aunque la fragmentabilidad de la viruta en esta aleación es menor que las de Al-Zn, también aparece una tendencia a generar nidos de viruta a valores de f bajos (0.03-0.05 mm/r) y altos valores de v_c (80-200 m/min).

De los resultados obtenidos, se puede considerar que la morfología de la viruta obtenida no es un criterio de maquinabilidad útil para esta aleación, dada la obtención de viruta continua obtenida en un amplio rango de valores de parámetros de corte, en buen acuerdo con las conclusiones expuestas por los autores citados anteriormente [2,6-8].

4.3. Análisis del desgaste de la herramienta

Tras el mecanizado de cada una de las probetas utilizadas para los ensayos de fatiga por flexión rotativa, se han tomado imágenes por microscopía óptica estereoscópica (SOM), con objeto de analizar la evolución del desgaste en la cara de desprendimiento y de incidencia de las herramientas de corte. Estas imágenes se muestran en la Figuras 4.2 y 4.3 (para las caras de desprendimiento y de incidencia, respectivamente), en función de los valores de los parámetros de corte utilizados y del número de repetición del ensayo.

Para una misma combinación de parámetros de corte se muestran cuatro imágenes, de R1 a R4. Esas cuatro imágenes pertenecen a la misma herramienta de corte, pero obtenidas para tiempos de corte distintos, que se van incrementando de forma proporcional de R1 a R4. Esto supone un aumento del tiempo efectivo de corte, cuyos valores quedan recogidos en la Tabla 4.1.

Tabla 4.1. Tiempos de mecanizado de cada una de las herramientas en función de los parámetros de corte.

V_c (m/min)	f (mm/r)	Tiempo (s)			
		R1	R2	R3	R4
40	0.05	206	412	618	824
	0.10	105	210	315	420
	0.15	70	140	210	280
	0.20	53	106	159	212
60	0.05	139	278	417	556
	0.10	70	140	210	280
	0.15	46	92	138	184
	0.20	35	70	105	140
80	0.05	102	204	306	408
	0.10	53	106	159	212
	0.15	34	68	102	136
	0.20	27	54	81	108

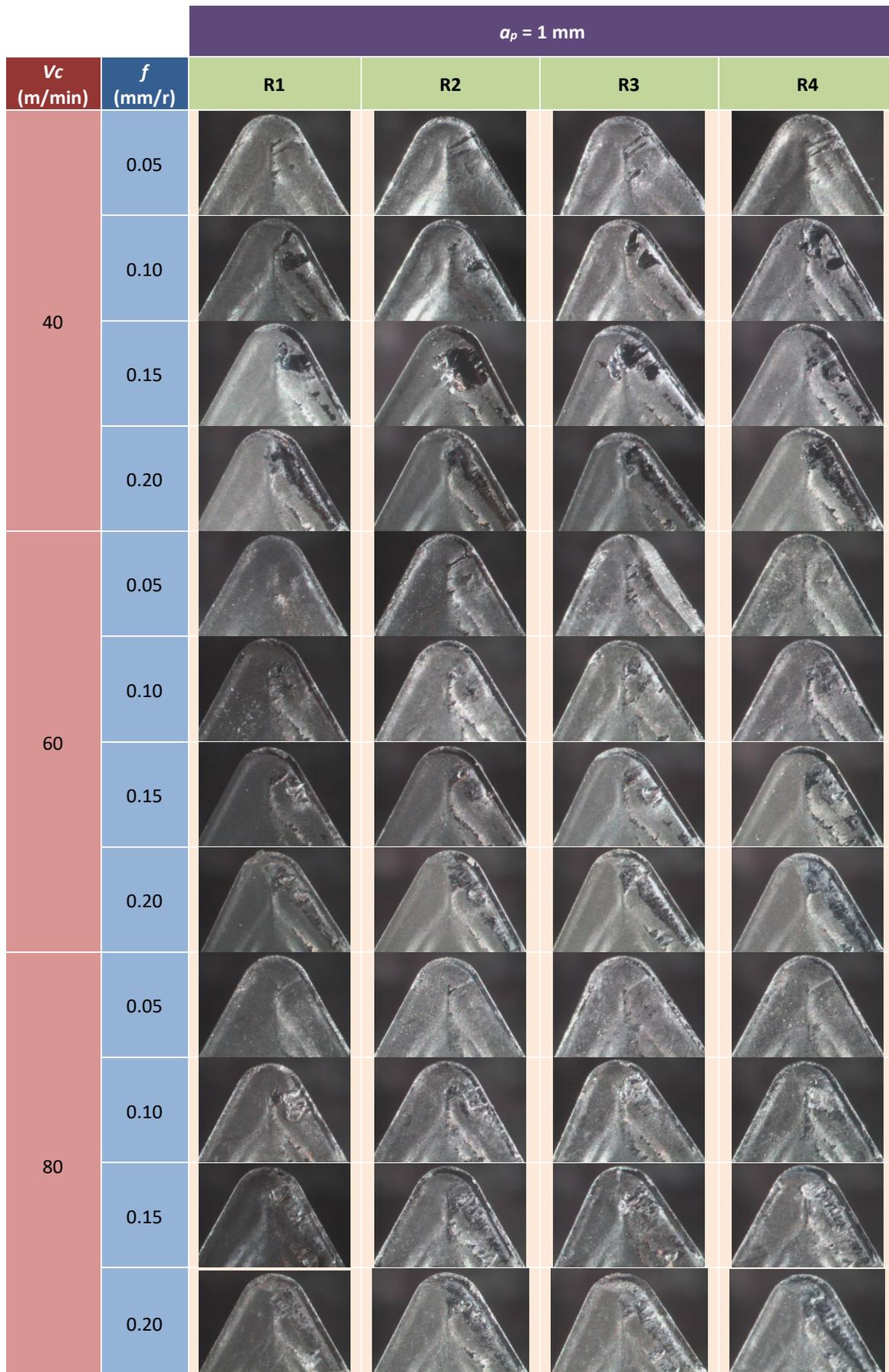


Figura 4.2. Imagen SOM (40X) de la cara de desprendimiento de las herramientas, utilizadas en el mecanizado de probetas para ensayos a fatiga por flexión rotativa

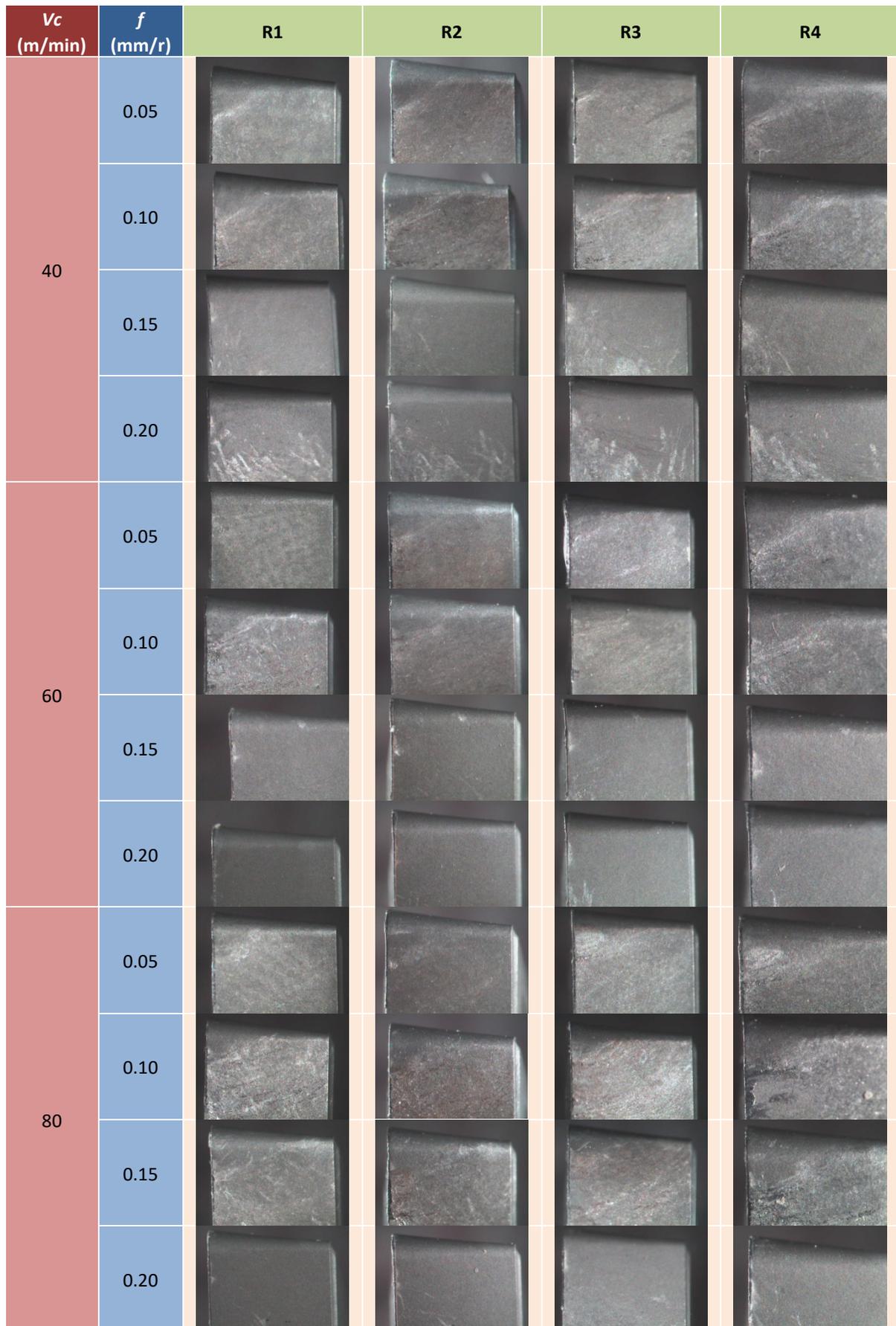


Figura 4.3. Imagen SOM (40X) de la cara de incidencia de las herramientas utilizadas en el mecanizado de probetas para ensayos a fatiga por flexión rotativa

Como se puede observar en la Figura 4.2, la tendencia general es a incorporar material en el filo de la herramienta (Built-Up Edge, BUE), así como a la incorporación de material en la cara de desprendimiento de la herramienta (Built-Up Layer, BUL) [9,10]. Esto provoca un desgaste de la herramienta por adhesión indirecta, lo cual modifica su geometría y propiedades, lo que puede afectar a la integridad superficial de la pieza mecanizada [11,12].

En cuanto a la influencia de las condiciones de corte (v_c , f) en el desgaste de la herramienta por adhesión indirecta (BUE, BUL), se puede observar que un aumento de f genera una mayor adhesión de material en la cara de desprendimiento. Este hecho se observa, sobre todo, a altos valores de f (0.15-0.20 mm/r), mientras que para bajos valores (0.05-0.10 mm/r) la incorporación de material es menor, siendo poco significativa la variación los parámetros de corte. Sin embargo, para $v_c = 40$ m/min sí se observa una mayor adhesión de material cuando f aumenta de 0.05 a 0.10 mm/r, mientras que para mayores valores de v_c (60-80 m/min), el aumento de f ha generado menor adhesión de material.

Por otro lado, v_c presenta menor influencia que f en la adhesión de material en la cara de desprendimiento de la herramienta. El efecto v_c en el desgaste solo se aprecia en combinaciones de altos valores de v_c (60-80 m/min) y de f (0.15-0.20 mm/r). Estos resultados, obtenidos en las macrografías de la herramienta, están en buen acuerdo con los obtenidos en [9,10,13].

En referencia a la influencia del tiempo del mecanizado en el desgaste de la herramienta, se puede observar que, de forma general, el aumento del tiempo efectivo de corte de la herramienta ha originado un incremento de adhesión de material en la cara de desprendimiento. Para valores de $f = 0.20$ mm/r, independientemente de v_c , se observa que la mayor parte de adhesión de material se origina durante el mecanizado de la primera probeta (R1), permaneciendo ese desgaste para las sucesivas muestras mecanizadas. Por otro lado, para valores de $f = 0.05$ mm/r, prácticamente no se ha observado un aumento significativo del desgaste de la herramienta conforme ha aumentado el tiempo de mecanizado, permaneciendo poca cantidad de material adherido en la cara de desprendimiento de la herramienta. Sin embargo, para valores de f de 0.10 mm/r y 0.15 mm/r puede observarse un incremento de material adherido conforme aumenta el tiempo efectivo de corte.

En el caso de las macrografías obtenidas para una $v_c = 40$ m/min y $f = 0.15$ mm/r, se puede observar que, conforme se ha ido aumentando el tiempo de mecanizado, parte del material adherido desaparece (R2 a R3 y de R3 a R4), aunque ello no ha impedido que aparezca material adherido en otras zonas de la cara de desprendimiento de la herramienta (Figura 4.4). El desprendimiento de material también se ha observado en otros estudios [14–16], justificando además su influencia sobre otras variables de salida como la rugosidad, en el que se indica que la variación del perfil de rugosidad sobre a lo largo de la superficie mecanizada varía debido al continuo proceso de adhesión y desprendimiento de material de la herramienta [17].

Finalmente, observando la evolución de material adherido en la herramienta, se puede concluir que f tiene mayor influencia en el mecanizado que el tiempo efectivo de corte. En la Tabla 4.1 se identifica que se obtienen iguales tiempos de mecanizado para las combinaciones de corte de $v_c = 40$ m/min, $f = 0.15$ mm/r y de $v_c = 60$ m/min, $f = 0.10$

mm/r, obteniéndose mayor cantidad de material adherido en las herramientas utilizadas a mayores valores de f ($v_c = 40$ m/min, $f = 0.15$ mm/r). Esto es debido a que un incremento de f está directamente relacionado con un aumento en las fuerzas de corte y, por tanto, una mayor deformación plástica en el proceso de corte, lo cual provocará un aumento de la superficie de contacto entre la viruta y la herramienta, aumentando así la cantidad de material adherido [5,18,19]. Sin embargo, un incremento de tiempo efectivo de corte no aumentará la superficie de contacto entre la herramienta y la viruta, sino que se principalmente en los primeros instantes del mecanizado, aumentando el desgaste, hasta un instante de tiempo en el que se estabilizará la cantidad de material adherido.

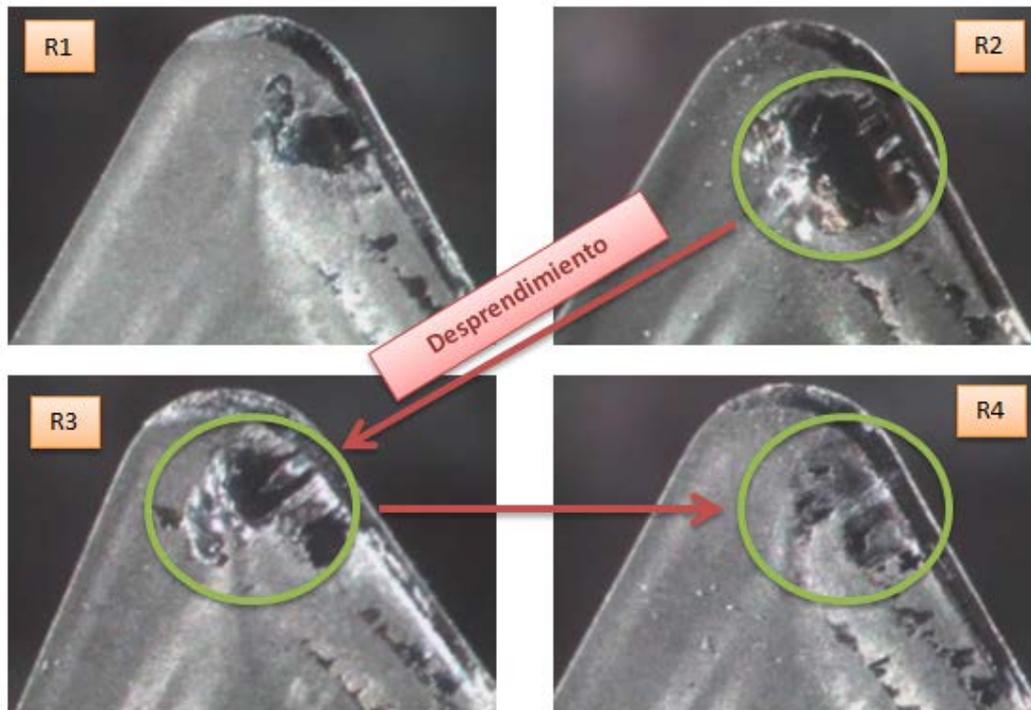


Figura 4.4. Desprendimiento de material en la herramienta ($v_c = 40$ m/min, $f = 0.15$ mm/r)

En cuanto a la cara de incidencia de la herramienta (Figura 4.3), se puede observar cómo a bajos valores de f (0.05-0.10 mm/r) aparece un desgaste por abrasión, siendo menos significativo a altos valores de f (0.15-0.20 mm/r), independientemente de los valores de v_c utilizados. Este hecho se puede justificar a partir de la morfología de la viruta obtenida durante el mecanizado, en el que se ha observado una tendencia a ser continua a bajos valores de f , mientras que, a altos valores de f , la viruta tiende a fragmentarse. La viruta más alargada tiende a rozar sobre la cara de incidencia de la herramienta favoreciendo el desgaste por abrasión. Estos resultados están en buen acuerdo con los estudios realizados en similares aleaciones [20–22].

Finalmente, es conveniente indicar que en esta Tesis Doctoral no se pretende realizar un análisis cuantitativo del desgaste de la herramienta por el mecanizado, habiéndose realizado con anterioridad dicho análisis en estudios previos [9]. Sin embargo, las apreciaciones realizadas en esta investigación carácter cualitativo se utilizarán como elementos de análisis de la influencia del desgaste en otras variables como será el caso de las desviaciones macrogeométricas, aún no estudiado.

4.4. Evaluación de desviaciones geométricas

Las propiedades geométricas de las piezas mecanizadas pueden verse notablemente afectadas por los valores de los parámetros de corte utilizados, hecho que se acentúa cuando el mecanizado se realiza en seco [15,23–25]. En este apartado se muestran los resultados obtenidos en las desviaciones geométricas de piezas mecanizadas bajo distintos valores de parámetros de corte. Los aspectos microgeométricos se han evaluado a través de la rugosidad superficial, mientras que a nivel macrogeométrico se han evaluado distintas desviaciones de forma.

Además, se ha tenido en cuenta la influencia de un proceso de corrosión por inmersión sobre la rugosidad superficial de las muestras mecanizadas. A continuación, se exponen y analizan los diferentes resultados obtenidos para cada una de las variables de salida indicadas.

4.4.1 Evaluación de desviaciones microgeométricas

Una vez mecanizadas las probetas que serán objeto de estudio para el análisis del comportamiento a fatiga, se obtuvo el perfil de rugosidad, utilizando como parámetros la rugosidad media aritmética (Ra) y la máxima altura del perfil (Rz). Estos parámetros también fueron evaluados en aquellas muestras que, con posterioridad, fueron sometidas a un proceso de corrosión por inmersión.

La Tabla 4.2 muestra los valores medios obtenidos en las mediciones de Ra y Rz de las probetas, en cuatro generatrices, para cada una de las combinaciones de v_c y de f ensayadas, antes de ser sometidas a corrosión.

Tabla 4.2. Valores medios de rugosidad superficial (previo al proceso de corrosión)

V_c (m/min)	f (mm/r)	Ra (μm)	Rz (μm)
40	0.05	0.377	2.324
	0.10	0.630	3.644
	0.15	1.150	5.798
	0.20	1.539	6.726
60	0.05	0.382	2.515
	0.10	0.592	3.458
	0.15	0.857	4.724
	0.20	1.494	6.993
80	0.05	0.416	2.603
	0.10	0.552	3.183
	0.15	1.030	5.097
	0.20	1.579	6.898

En las Figuras 4.5 y 4.6 se han representado los valores de Ra y Rz respectivamente, en función de f , para cada uno de los valores de v_c . A partir de los resultados obtenidos, se puede concluir que f es el parámetro de mayor influencia, tanto para los valores de Ra como de Rz , independientemente de los valores de v_c ensayados. Como se puede

observar, un incremento de f genera mayores valores de Ra y Rz , es decir, f afecta negativamente al acabado superficial de las piezas mecanizadas. Por otro lado, no se aprecia una clara influencia de la v_c sobre Ra y sobre Rz . Estos resultados están en buen acuerdo con respecto a estudios previos de aleaciones similares a la utilizada en la presente Tesis Doctoral [2,6,9,26,27].

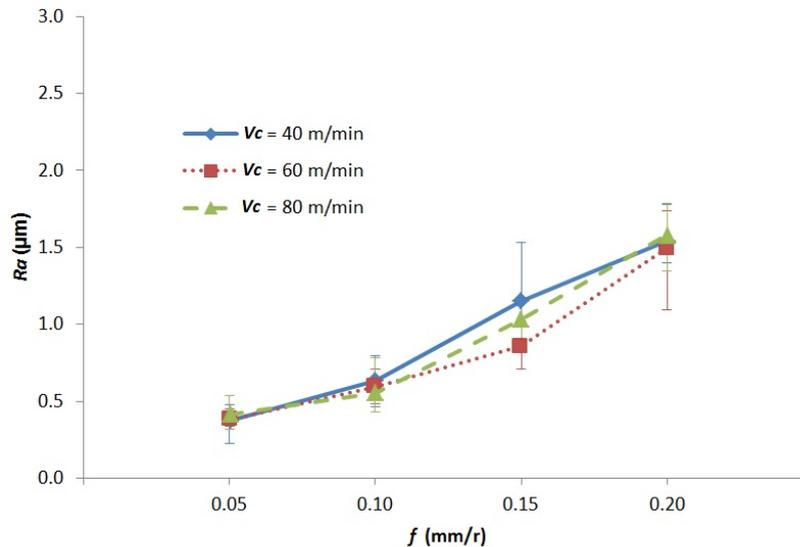


Figura 4.5. Evolución de $Ra = g(v_c, f)$ (previo al proceso de corrosión)

De forma general, se observa un incremento del valor de Ra conforme aumenta el valor de f , obteniéndose el peor valor de acabado superficial para $f = 0.20$ mm/r. Los incrementos obtenidos para bajos valores de f (0.05-0.10 mm/r) son menos significativas que los obtenidos para mayores valores (0.15-0.20 mm/r). Este aumento de Ra con respecto a f está en buen acuerdo con los resultados obtenidos por otros investigadores, que proponen modelos de tipo potencial para relacionar ambos parámetros ($Ra = g(f)$) [28–30].

En referencia a la v_c , en el rango de valores estudiados (40-80 m/min), no se observan variaciones significativas de Ra conforme aumenta su valor. Únicamente para $f = 0.15$ mm/r se puede observar una ligera variación en los valores de Ra , obteniéndose peores acabados para $v_c = 40$ m/min, siendo en $v_c = 60$ m/min cuando presenta el mejor comportamiento.

En estudios previos, la influencia de v_c en los valores de Ra se ha estado relacionando con la modificación del filo de corte durante el proceso de mecanizado debido al desgaste de la herramienta (BUE) [2,10], siendo dicha modificación poco significativa en este caso, tal y como se ha podido observar en la Figura 4.2., lo que justifica la baja influencia de v_c en los resultados experimentales obtenidos.

Como se ha comentado con anterioridad, Rz también se ve influenciada significativamente por f , independientemente de v_c , cuya influencia es poco notable. El comportamiento de Rz en función de las condiciones de corte (v_c, f) es similar al obtenido para Ra , si bien, en este caso, las variaciones obtenidas en los valores medios, conforme aumenta f , tienden a mantenerse proporcionales a dicho crecimiento, presentando la relación entre Rz y f cierta tendencia a linealizarse, en contraste con el comportamiento potencial mostrado por la relación entre Ra y f .

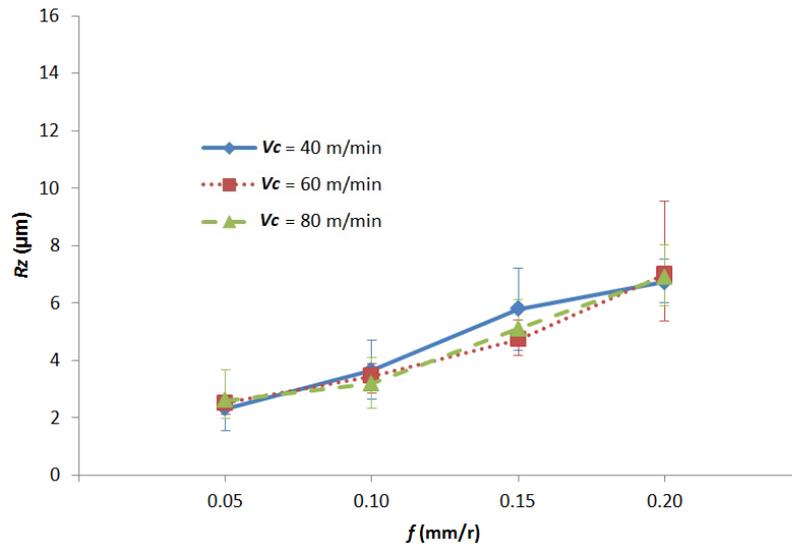


Figura 4.6. Evolución de $R_z = g(v_c f)$ (previo al proceso de corrosión)

Por otro lado, la dispersión de las medidas no es, en general, muy alta, tanto para R_a como para R_z . Aun así, puede observarse que la dispersión de las medidas se incrementa a altos valores de f (0.15-0.20 mm/r), en comparación con la obtenida para bajos valores de f (0.05-0.10 mm/r). Esto es debido a los altos niveles de vibración que aparecen durante el proceso de mecanizado, unido al incremento en de las fuerzas de corte (al aumentar f), además de a las altas velocidades de giro (r/min) considerando el bajo valor del diámetro de las probetas mecanizadas [26,31]. En la Figura 4.7 se puede observar la aparición de vibraciones durante el mecanizado (desechada para los ensayos) de una probeta a altos valores de f (0.20 mm/r).

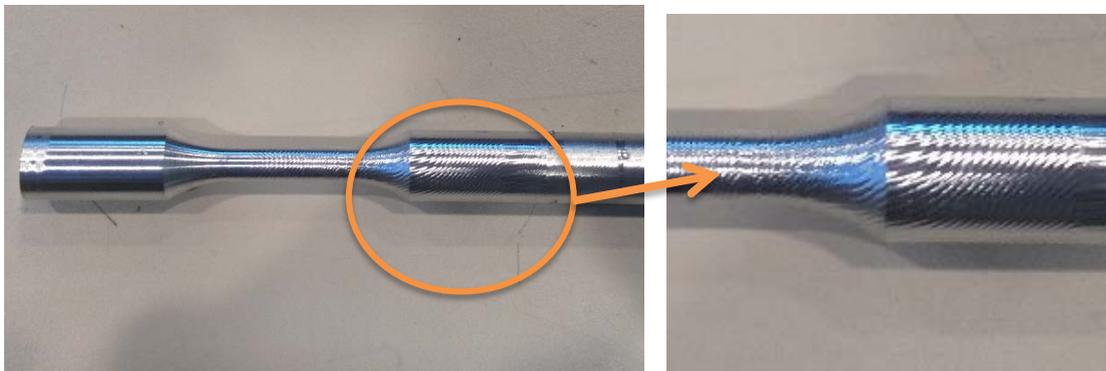


Figura 4.7. Probeta con altas vibraciones durante el mecanizado

Una vez adquirido el perfil de rugosidad, las probetas fueron sometidas a un proceso de corrosión por inmersión. Posteriormente se volvió a realizar la adquisición de dicho perfil, obteniendo nuevamente los valores de R_a y R_z para cada una de ellas. En la Tabla 4.3 se muestran estos nuevos valores medios, en función de v_c y de f , para las probetas tras ser sometidas a proceso de corrosión.

En la Figura 4.8 se puede observar el estado de la probeta una vez sometido al proceso de corrosión, en la cual se puede observar como las variaciones de coloración que hay en la superficie de la probeta es debido a que la corrosión es localizada.



Figura 4.8. Probeta de ensayos a fatiga posterior al proceso de corrosión

Tabla 4.3. Valores medios de R_a y R_z obtenidos tras el proceso de corrosión

V_c (m/min)	f (mm/r)	R_a (μm)	R_z (μm)
40	0.05	0.562	4.189
	0.10	0.849	6.106
	0.15	1.422	7.950
	0.20	1.785	10.030
60	0.05	0.695	5.758
	0.10	0.947	7.729
	0.15	1.470	9.962
	0.20	2.175	13.350
80	0.05	0.675	5.187
	0.10	0.868	6.059
	0.15	1.378	8.562
	0.20	1.808	9.579

Las Figura 4.9 y 4.10 muestran los resultados de las diferentes mediciones realizadas a las muestras corroídas. Estos valores se muestran en función de f para cada una de las v_c utilizadas en el mecanizado. En el caso de los valores de R_a , se observa que, al igual que antes del proceso de corrosión, f es el parámetro de corte que más influye, independientemente de los diferentes valores de v_c . El aumento de f afecta negativamente al acabado superficial de las piezas corroídas. Sin embargo, v_c no muestra una clara influencia sobre R_a , también de forma similar a lo ocurrido en las probetas antes del proceso de corrosión.

Para un valor de $v_c = 60$ m/min, se han obtenido los peores valores de R_a para la totalidad de los valores de f ensayados, aunque el aumento de valor solo puede considerarse significativo para $f = 0.20$ mm/r. Otro aspecto a tener en cuenta es la dispersión obtenida en las diferentes medidas. Como se aprecia en las barras de errores mostradas en la Figura 4.7, la dispersión ha aumentado con respecto a las probetas previas al proceso de corrosión, especialmente para altos valores de f (0.15-0.20 mm/r). Esto es debido a que el proceso de corrosión no ha afectado de la misma forma sobre toda la superficie, ya que la microestructura del material no es uniforme en toda ella [32].

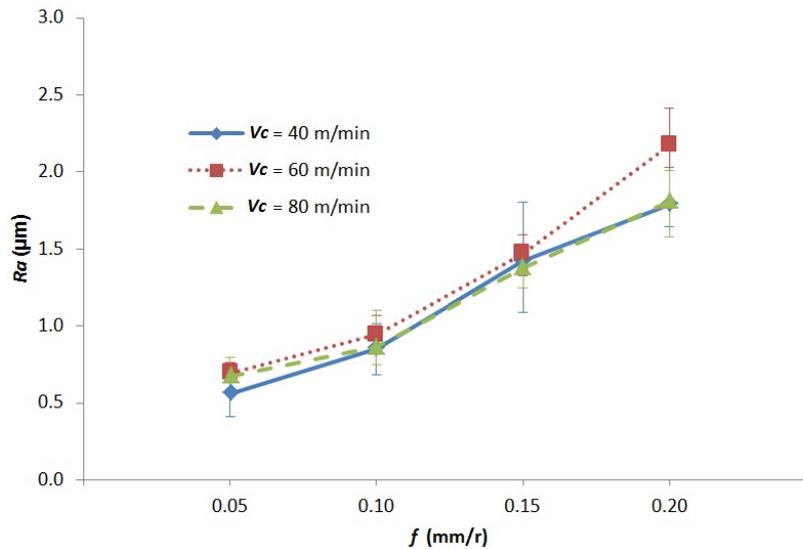


Figura 4.9. Evolución de $Ra = g(v_c, f)$ (posterior al proceso de corrosión)

Similar comportamiento se puede observar en los valores obtenidos para Rz , volviendo a ser f es el parámetro de mayor influencia. El aumento de los valores de avance ha originado un incremento en Rz , como puede observarse en la Figura 4.10. En referencia a la influencia de v_c , no se han observado cambios significativos para valores de 40 y 80 m/min, mientras que para valores de $v_c = 60$ m/min se han obtenido los peores resultados para Rz , mostrando cambios notables con respecto al resto de valores de v_c .

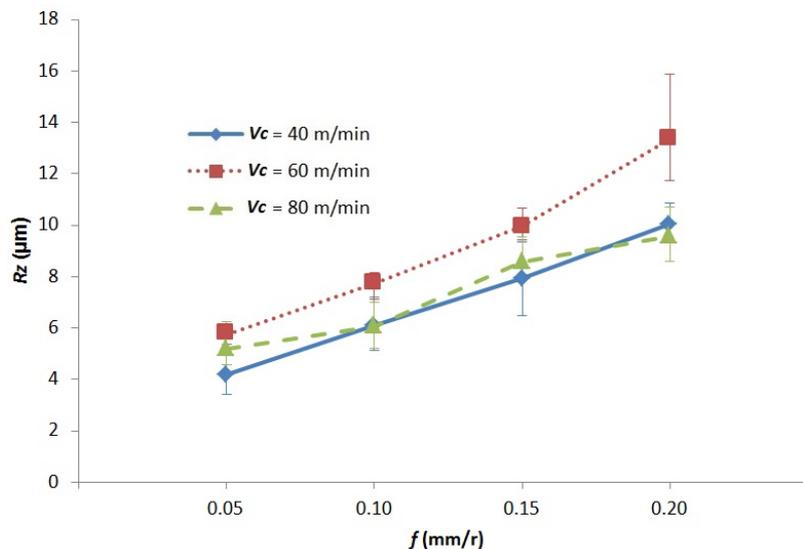


Figura 4.10. Evolución de $Rz = g(v_c, f)$ (posterior al proceso de corrosión)

Al igual que ha ocurrido en Ra , la dispersión de los resultados ha aumentado con respecto a las medidas obtenidas en las probetas previas al proceso de corrosión. Estas variaciones pueden ser debidas a las tensiones residuales originadas durante el proceso de mecanizado, de forma que, al encontrarse las probetas en un medio salino, se ha originado un proceso de corrosión bajo tensión, facilitando la generación de picaduras o grietas superficiales (Stress Corrosion Cracking) [33,34], aumentando la profundidad de las irregularidades de la topografía de la pieza. De hecho, en cuanto al incremento observado de los valores de Rz y Ra para $v_c = 60$ m/min en la Figura 4.9,

este resultado da a entender que para este valor de v_c las tensiones residuales son mayores que, aunque el estudio de tensiones residuales no ha sido objeto de esta Tesis Doctoral, justificará resultados obtenidos en el comportamiento a fatiga desarrollado en apartados sucesivos.

En las Figura 4.11 y 4.12 se realiza una comparación entre los valores medios obtenidos de las medidas de Ra y Rz , respectivamente, previos y posteriores al proceso de corrosión por inmersión.

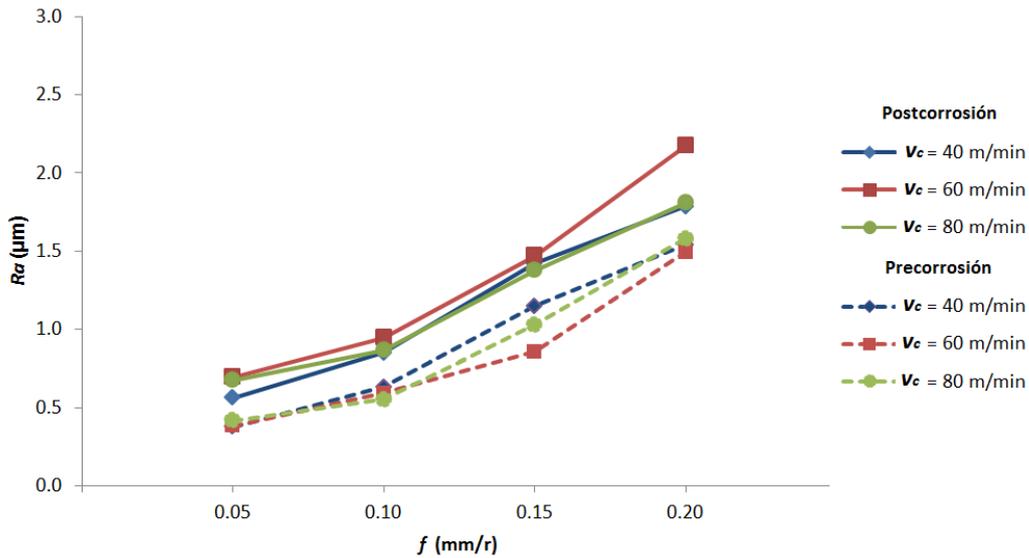


Figura 4.11. Comparación en los valores de Ra de las probetas mecanizadas previo y posterior al proceso de corrosión

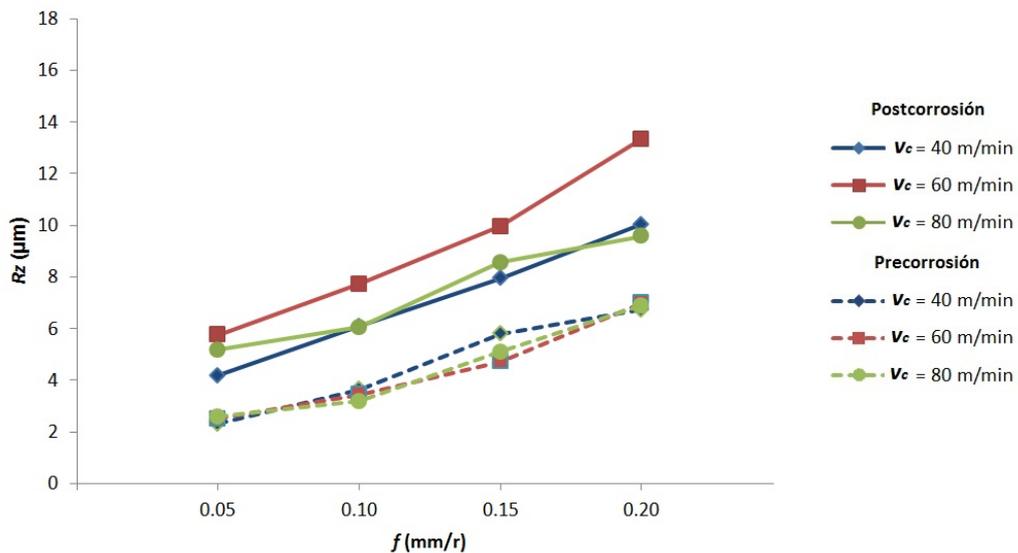


Figura 4.12. Comparación en los valores de Rz de las probetas mecanizadas previo y posterior al proceso de corrosión

En ambas figuras se observa que la corrosión ha afectado negativamente a los valores de rugosidad superficial, mostrando un mayor efecto sobre Rz que sobre Ra . Rz se ve afectado negativamente en mayor medida que Ra debido al tipo de corrosión sobre la superficie de la pieza mecanizada. Como se ha comentado en el estado del arte, esta corrosión es localizada, apareciendo picaduras en la superficie corroída. Estas

picaduras generarán mayores picos sobre la topografía de la superficie mecanizada, relacionados directamente con los valores de Rz , mientras que Ra se ve menos afectada ya su medida corresponde al valor medio de una longitud característica [35,36].

Por otro lado, el aumento de los valores de f no ha originado una mayor variación de los valores de Ra y de Rz , interpretándose, por tanto, que el estado de la topografía superficial previo al proceso de corrosión no ha tenido una influencia apreciable sobre el mecanismo de corrosión superficial.

En las Figuras 4.13, 4.14 y 4.15 se muestran los resultados obtenidos de Ra , en función de f , para cada una de las muestras que se han mecanizado para los ensayos a fatiga (R1-R4).

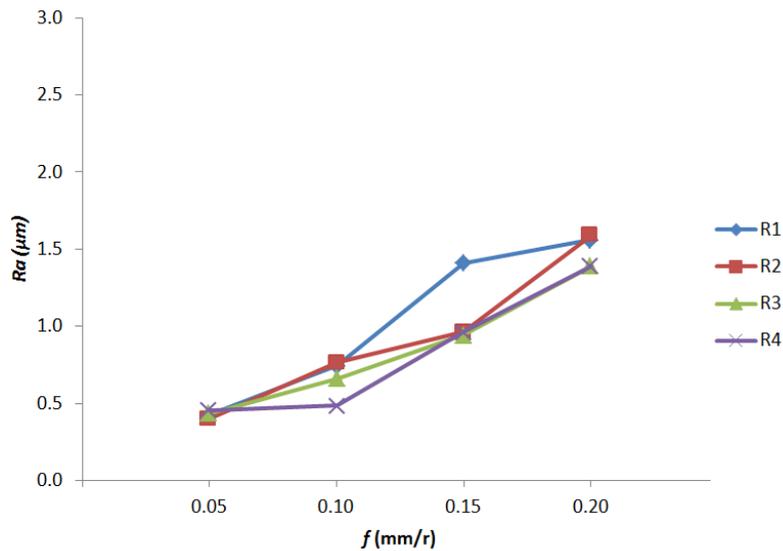


Figura 4.13. Valores medios de $Ra = g(f)$ de diferentes probetas para $v_c = 40$ m/min

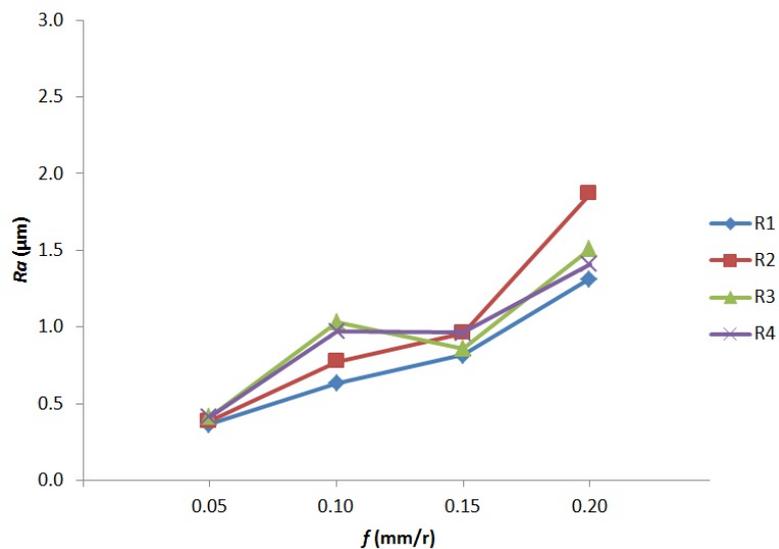


Figura 4.14. Valores medios de $Ra = g(f)$ de diferentes probetas para $v_c = 60$ m/min

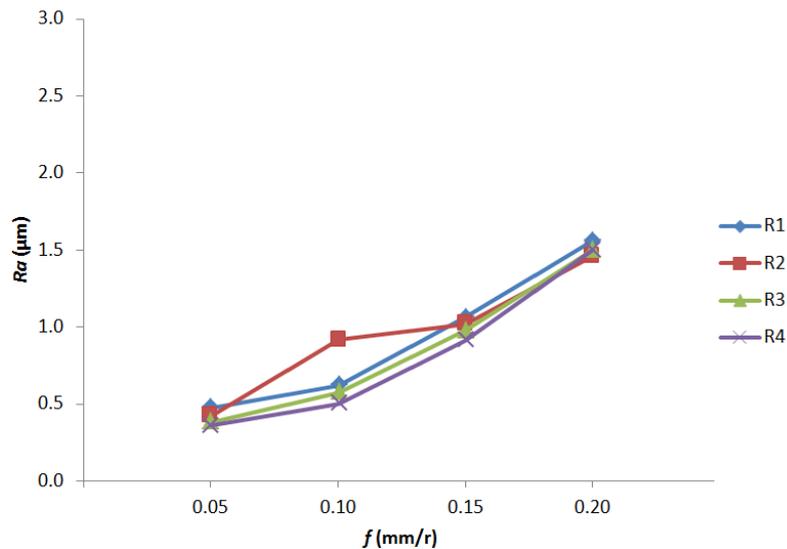


Figura 4.15. Valores medios de $Ra = g(f)$ de diferentes probetas para $v_c = 80$ m/min

Para valores de $v_c = 40$ m/min, de forma general, se observa que, al aumentar el tiempo efectivo de corte de la herramienta, se reduce Ra , generando una mejora del acabado superficial de la pieza mecanizada. Este hecho se debe a una modificación del filo de corte de la herramienta, originado por la adhesión de material, tanto en filo de la herramienta (BUE) como en la cara de desprendimiento (BUL). En concreto, la aparición de BUE genera una reducción del ángulo de posición del filo de la herramienta, reduciendo la altura de la huella generada sobre la pieza y, por tanto, el valor de Ra . Estos resultados están en concordancia con estudios previos sobre la influencia del desgaste de la herramienta sobre la rugosidad superficial [2,10,31].

Para valores de $f = 0.05$ mm/r, no se observa influencia del desgaste sobre los valores de Ra obtenidos, debido principalmente a que, a bajos valores de f , la adhesión de material es poco significativa, como se constata en la Figura 4.2, no modificando la geometría de la punta de la herramienta. Sin embargo, para valores de $f = 0.10$ mm/r, aunque la adhesión de material en las dos primeras probetas no ha sido lo suficientemente importante para modificar la geometría de la herramienta, a partir de R3 esta adhesión se hace más patente, reduciendo los valores de Ra .

Por otro lado, para altos valores de f (0.15-0.20 mm/r), el BUE de la herramienta parece estabilizarse, ya desde las primeras probetas mecanizadas, no observándose modificaciones significativas sobre los valores de Ra en las sucesivas muestras (R3-R4).

Para valores mayores de v_c (60-80 m/min), considerando $f = 0.05$ mm/r, la influencia del BUE en Ra no es tan significativa como para $v_c = 40$ m/min. Sin embargo, para mayores avances (0.10-0.20 mm/r), se observan variaciones en el acabado superficial independientemente del tiempo efectivo de corte, de forma que en diferentes muestras se han obtenido mayores valores de Ra que en las muestras previas (con menor tiempo de mecanizado). Esto es debido a que, durante el proceso de mecanizado, se origina desprendimiento del material que se encontraba adherido en el filo de la herramienta, lo cual aumentaría el valor de Ra , volviendo a adherirse material en el filo de la herramienta posteriormente, reduciendo por tanto el valor de Ra [4,11,30].

Finalmente, para combinaciones altas de v_c (80 m/min) y de f (0.15-0.20 m/min), el BUE se forma rápidamente y, aunque se origine desprendimiento de material en el filo de la herramienta, éste vuelve a adherirse rápidamente, manteniendo prácticamente constante la geometría del corte y, por tanto, los valores de Ra .

Tras el análisis realizado de los resultados, se puede considerar que f es el parámetro de corte que mayor influencia tiene en la rugosidad de las piezas mecanizadas, independientemente de v_c . La influencia de v_c en la rugosidad solo es apreciable cuando se combina con altos valores de v_c . Por otro lado, el proceso de corrosión ha afectado negativamente a la topografía de las piezas mecanizadas, siendo mayor el incremento de Rz que de Ra . Además, no se ha observado una clara influencia de los parámetros de corte en las variaciones obtenidas de Ra y Rz previo y posterior al proceso de corrosión, aumentando de forma proporcional en todos los casos.

Finalmente, a bajos valores de v_c , el incremento del tiempo efectivo de corte ha perjudicado al acabado superficial de las piezas mecanizadas, aumentando los valores de Ra , mientras que a combinaciones de valores medios de v_c y altos valores de f , el desgaste de la herramienta ha modificado la geometría del corte, reduciendo los valores de Ra obtenidos.

4.4.2 Evaluación de desviaciones macrogeométricas

Tras la captura de los perfiles de rugosidad, se ha realizado una evaluación de distintas desviaciones geométricas sobre cada una de las probetas de ensayos a fatiga. Para su evaluación, se han tomado medidas en diferentes secciones, tal y como se ha comentado en la metodología experimental. En concreto, se han evaluado las desviaciones de paralelismo (PAR , parallelism), rectitud (STR , straightness), oscilación radial (CRO , circular run-out), redondez (RON , roundness), concentricidad (CON , concentricity), oscilación radial total ($TCRO$, total circular run-out) y cilindricidad (CYL , cylindricity)

En los siguientes subapartados se exponen y discuten los resultados obtenidos para cada una de las desviaciones seleccionadas, analizando la influencia de la velocidad de corte (v_c) y del avance (f) sobre las mismas. En primer lugar, se muestran los resultados obtenidos en probetas mecanizadas con herramientas nuevas (R1). Adicionalmente, se han generado modelos paramétricos para las desviaciones de forma que han presentado mayor dependencia frente a los parámetros de corte. Estos modelos paramétricos permiten determinar el valor de dichas desviaciones en función de v_c y f . Finalmente, se ha analizado la influencia de la evolución del desgaste de la herramienta sobre dichas desviaciones, considerando la totalidad de muestras mecanizadas (R1-R4).

4.4.2.1. Paralelismo (PAR) y rectitud (STR)

La Tabla 4.4 muestra los valores medios obtenidos en cuatro generatrices de la zona calibrada de las probetas, para cada una de las combinaciones de parámetros de corte utilizados.

Tabla 4.4. Valor medio de las desviaciones de PAR y STR

v_c (m/min)	f (mm/r)	PAR (μm)	STR (μm)
40	0.05	44.00	0.88
	0.10	45.00	9.38
	0.15	25.67	5.51
	0.20	23.67	5.89
60	0.05	35.50	1.61
	0.10	35.83	5.54
	0.15	37.67	4.24
	0.20	34.00	7.08
80	0.05	39.42	5.61
	0.10	37.92	13.26
	0.15	32.50	12.56
	0.20	48.17	30.55

En la Figura 4.16 se muestran los valores de PAR en función de v_c y de f . En general, no se observa una influencia significativa de f sobre los valores de PAR, tendiendo a mantenerse constante los valores medios obtenidos en las diferentes generatrices medidas, independientemente de los valores de v_c ensayados. Sin embargo, para $v_c = 40$ m/min y altos valores de f (0.15-0.20 mm/r) se observa una suave tendencia a reducir el valor de PAR. Por otro lado, para una combinación de valores altos de f (0.20 mm/r) y de v_c (80 m/min), el PAR presenta el peor resultado, obteniéndose los mayores valores en el rango de condiciones de corte estudiadas.

En referencia a v_c , se observa un suave crecimiento de PAR conforme se incrementa su valor. Sin embargo, en un rango bajo de valores de f (0.05-0.10 mm/r), para $v_c = 40$ m/min, se han obtenido peores resultados que para mayores valores de v_c (60-80 m/min).

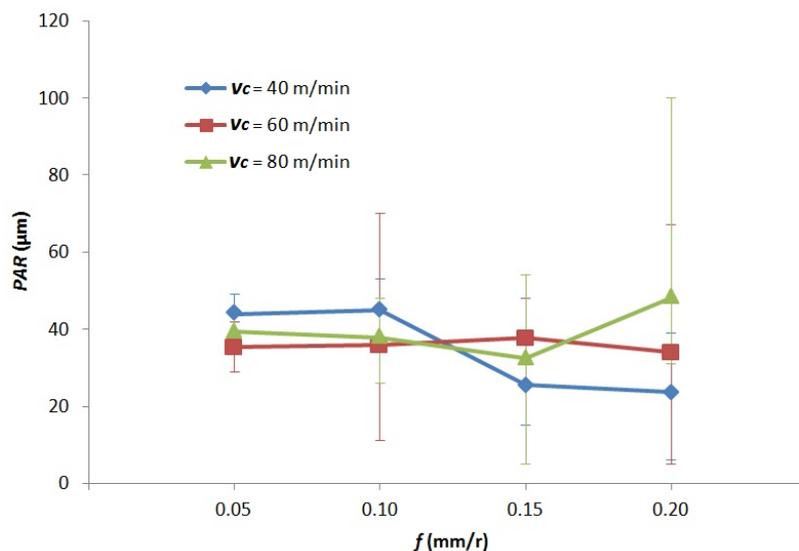


Figura 4.16. Desviación de paralelismo, PAR = g (v_c, f)

En la Figura 4.17 se muestran los resultados obtenidos de *STR* para diferentes valores de v_c y de f . En este caso se observa una mayor influencia de los parámetros de corte que en el caso de *PAR*. Los mayores valores se han obtenido en todos los casos para $v_c = 80$ m/min, independientemente del valor de f . Además, se observa una tendencia general a aumentar *STR* conforme se incrementa el valor de f .

No obstante, en términos generales, se puede considerar que v_c presenta una mayor influencia sobre *STR* que f . Aunque a valores bajos de v_c (40-60 m/min) no se observa una clara influencia de este parámetro (tendiendo a mantenerse más o menos constante), los peores resultados se obtienen al combinar un valor de $v_c = 80$ m/min con el rango de altos avances (0.15 y 0.20 mm/r).

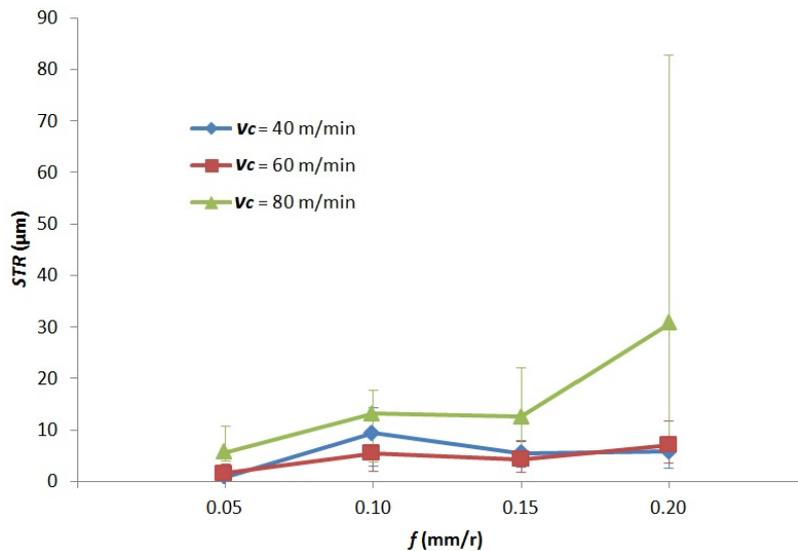


Figura 4.17. Desviación de rectitud, $STR = g(v_c, f)$

En cuanto a la dispersión de los resultados obtenidos en las desviaciones de *PAR* y *STR*, se observa que esta aumenta conforme se incrementa v_c y f , haciéndose más notable en el rango de altas velocidades de corte (60-80 m/min) y de avances (0.15-0.20 mm/r). Por otro lado, para bajos valores de f la dispersión de los resultados es menor.

Estos resultados se pueden explicar teniendo en cuenta que *PAR* y *STR* se miden a lo largo de la longitud del mecanizado. Este hecho muestra una mayor dependencia de las desviaciones geométricas con respecto a aspectos como el desgaste de la herramienta (formación y desprendimiento del BUE), las vibraciones originadas durante el corte y la deformación de la pieza durante el mecanizado. Así, en las Figuras 4.18 y 4.19 se muestra la cara de desprendimiento de la herramienta para combinaciones de bajos y altos valores de v_c y f , respectivamente. Como se observa en la Figura 4.16, el incremento de f ha generado una mayor adhesión de material en la cara de desprendimiento de la herramienta, lo cual afecta negativamente a los valores de *STR*. Por otro lado, para altos valores de v_c (60-80 m/min) y de f (0.15-0.20 mm/r) la formación de BUE se estabiliza, como se ha comentado con anterioridad, siendo en este caso la variación de *STR* menos sensible al BUE, pero más sensible a otros factores, tales como las vibraciones originadas por el mecanizado. Estas vibraciones dan lugar a una mayor dispersión de las medidas obtenidas a altas velocidades de corte y altos avances. Hay que tener en cuenta que la zona calibrada tiene un diámetro

de 7.5 mm, dando lugar a unas velocidades de giro del cabezal de en torno a 3400 r/min para $v_c = 80$ m/min.

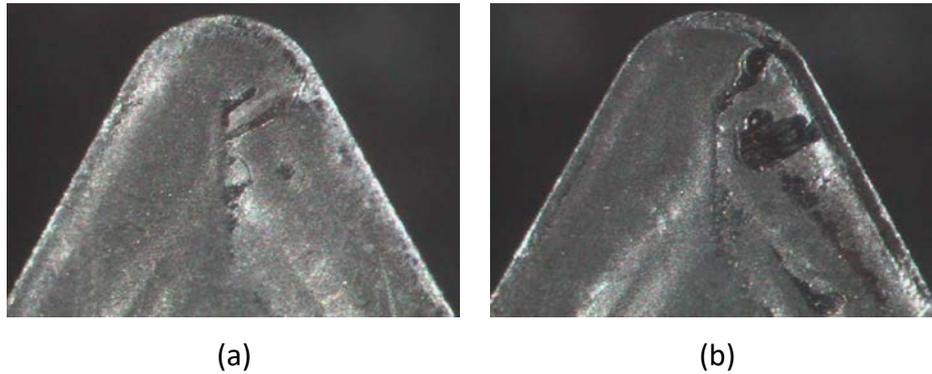


Figura 4.18. Imagen por microscopía óptica (SOM) de la cara de desprendimiento de la herramienta después del mecanizado para a) $f = 0.05$ mm/r y (b) $f = 0.10$ mm/r, con $v_c = 40$ m/min

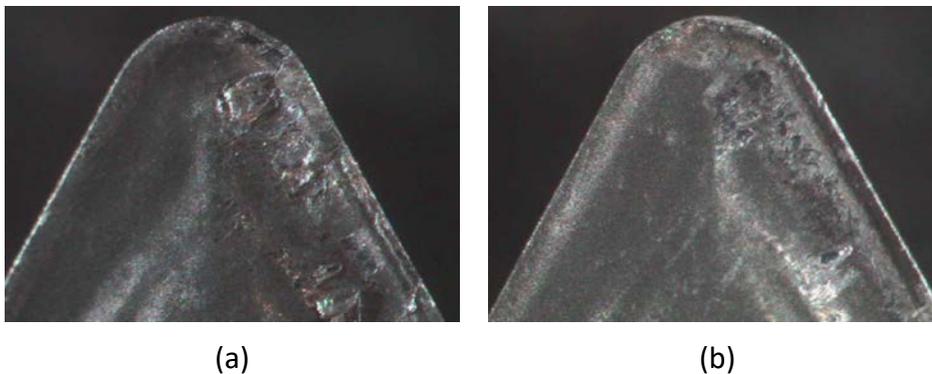


Figura 4.19. Imagen por microscopía óptica (SOM) de la cara de desprendimiento de la herramienta después del mecanizado para a) $f = 0.15$ mm/r y (b) $f = 0.20$ mm/r, para $v_c = 40$ m/min

Los resultados obtenidos muestran dos importantes diferencias con respecto a estudios previos realizados en similares aleaciones, pero en probetas de mayor rigidez [2,37]. En primer lugar, tanto *PAR* como *STR* han mostrado mayores valores que en los estudios previos, por lo que cabría inferir que las desviaciones macrogeométricas tienden a aumentar con la esbeltez de la pieza. En segundo lugar, estos estudios no mostraron una clara influencia de los parámetros de corte en *PAR* y *STR*, siendo v_c el único parámetro que mostró una ligera influencia a altos valores. Sin embargo, en los resultados obtenidos en esta Tesis, para piezas con mayor esbeltez, el comportamiento *PAR* y *STR* es más sensible a cambios de f y v_c , siendo su efecto más notable al combinar altos valores de v_c y f .

4.4.2.2. Oscilación radial (CRO), redondez (RON) y Concentricidad (CON)

En el caso de las desviaciones geométricas de *CRO*, *RON* y *CON*, se han tomado medidas sobre la probeta en las tres zonas definidas en la metodología experimental (zona apoyada, zona calibrada y zona empotrada).

En la Tabla 4.5 se muestran los valores medios obtenidos, a partir de todas las medidas realizadas en las diferentes secciones de la probeta, en función de los valores de los parámetros de corte.

Tabla 4.5. Valor medio de las desviaciones de CRO, RON y CON

V_c (m/min)	f (mm/r)	CRO (μm)	RON (μm)	CON (μm)
40	0.05	35.42	6.57	17.15
	0.10	21.83	12.06	7.69
	0.15	30.92	11.87	13.84
	0.20	44.58	11.34	21.55
60	0.05	14.08	6.36	5.82
	0.10	56.50	16.66	24.65
	0.15	33.67	11.23	15.21
	0.20	53.75	34.25	17.16
80	0.05	23.25	12.42	8.65
	0.10	24.50	12.18	9.17
	0.15	35.08	13.38	14.91
	0.20	66.08	38.50	23.71

Previamente al análisis y discusión de los valores medios determinados para las desviaciones geométricas, se ha realizado un análisis de cada uno de los valores obtenidos en las diferentes secciones, clasificándolas según la zona de la probeta (apoyada, calibrada o empotrada).

En primer lugar, en las Figuras 4.20, 4.21 y 4.22 se muestran los resultados obtenidos para CRO en función de los parámetros de corte, para cada una de las secciones medidas (1-12).

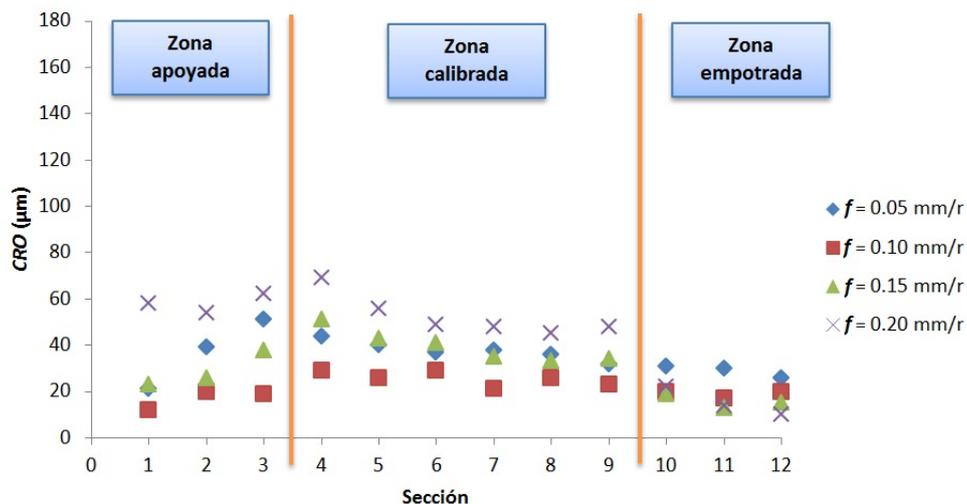


Figura 4.20. Desviación de oscilación radial, $CRO = g(f)$, en diferentes secciones de la probeta para $v_c = 40$ m/min

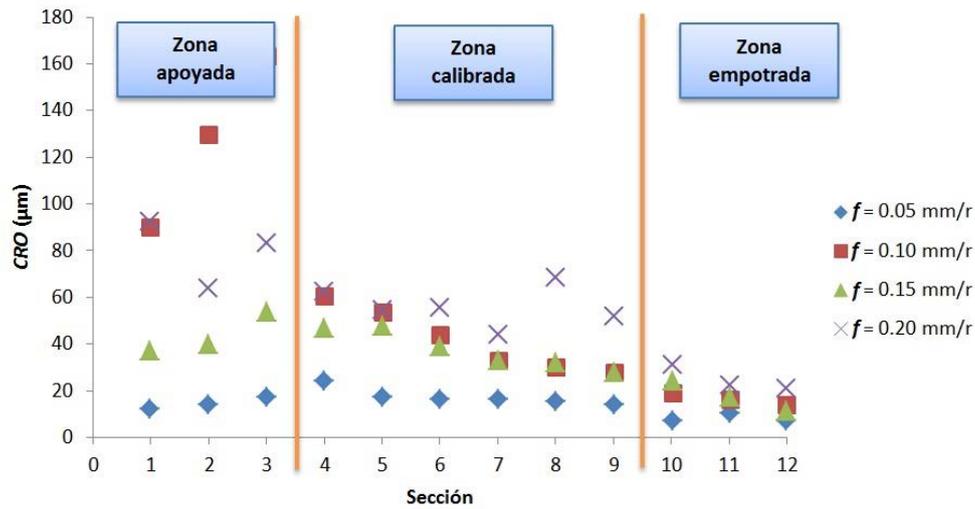


Figura 4.21. Desviación de oscilación radial, $CRO = g(f)$, en diferentes secciones de la probeta para $v_c = 60$ m/min

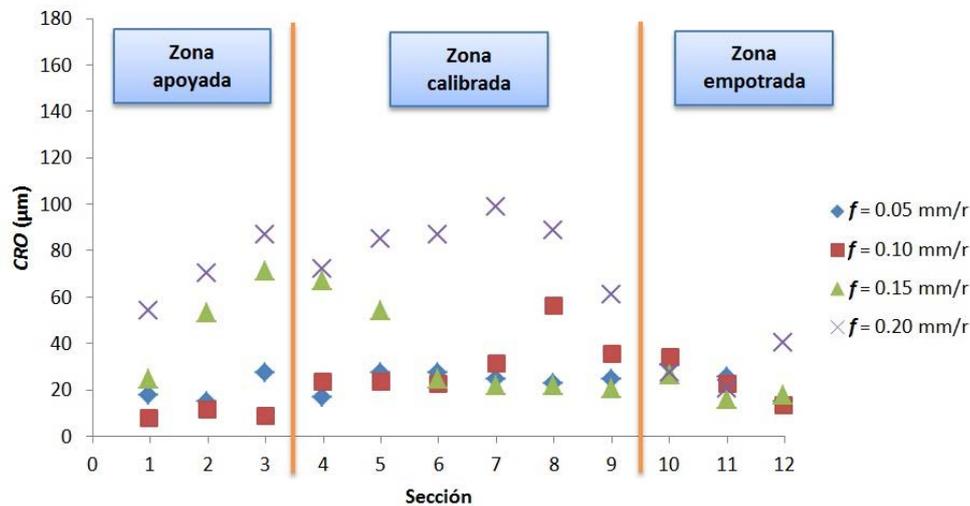


Figura 4.22. Desviación de oscilación radial, $CRO = g(f)$, en diferentes secciones de la probeta para $v_c = 80$ m/min

Independientemente de los valores de parámetros de corte utilizados, los resultados muestran, en general, menores desviaciones de CRO en la zona empotrada de la probeta que en las zonas apoyada y calibrada. Además, para bajos valores de f (0.05-0.10 mm/r), la zona calibrada presenta mayores valores de CRO , mientras que para altos valores de f (0.15-0.20) es la zona apoyada la que presenta mayores desviaciones de CRO .

A partir de estos resultados, dos aspectos parecen tomar importancia. Uno de ellos es la esbeltez de la pieza, correspondiente a aquellas medidas obtenidas en la zona calibrada (Secciones 4-9), al presentar un menor diámetro que las otras dos zonas. Una mayor esbeltez origina una mayor deformación durante el proceso de mecanizado, por lo que el lugar en el que se está produciendo el corte se encuentra desplazado respecto al eje de rotación, por la aplicación de las fuerzas de corte, siendo apreciable tanto en la zona apoyada como en la zona calibrada. También origina vibraciones durante el proceso de mecanizado, viéndose favorecida su aparición en aquellas zonas en las que la deformada crece.

Teniendo en cuentas estas consideraciones, la esbeltez de la probeta toma mayor importancia (Secciones 4-9) para bajos valores de f (0.05-0.10 mm/r), aumentando la desviación CRO . Por otro lado, para combinaciones de altos valores de v_c (60-80 m/min) y de f (0.15-0.20 mm/r), la aparición de vibraciones durante el mecanizado, afecta en mayor medida a la zona apoyada (Secciones 1-3).

Las medidas realizadas en la zona empotrada (Secciones 10-12) muestran menores valores de CRO debido a que, dada la sujeción de la probeta en el plato de garras del torno (equivalente a un empotramiento) y su mayor rigidez (al tener un mayor diámetro), las deformaciones originadas por las fuerzas de corte son menores.

En la Figura 4.23 se muestran los valores medios de las desviaciones, obtenidos a partir de las medidas realizadas sobre toda la probeta. En ella se observa la evolución de CRO en función de f y v_c . En términos generales, f parece ser el parámetro de mayor influencia, mostrando CRO una tendencia a incrementarse con f , independientemente del valor v_c . Este hecho se hace más evidente a altos valores de v_c .

Esta tendencia general es menos clara con respecto a v_c . Para valores de $f = 0.05$ y 0.10 mm/r, el mayor valor de CRO se obtiene para $v_c = 40$ y 60 m/min, respectivamente. Sin embargo, para $f = 0.20$ mm/r el peor resultado se obtiene para $v_c = 80$ m/min. Por tanto, la combinación de altos valores de v_c y f da lugar a los peores resultados. Los altos niveles de vibración obtenidos al combinar altos valores de parámetros de corte podrían explicar este comportamiento de CRO

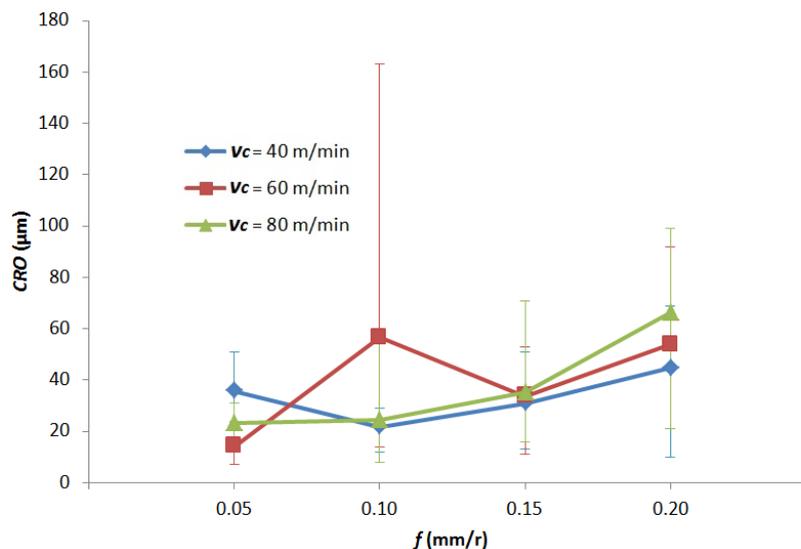


Figura 4.23. Evolución de la oscilación radial, $CRO = g(v_c, f)$

De forma similar a como se ha descrito para CRO , las Figura 4.24, 4.25 y 4.26 muestran los valores calculados de RON en función de los parámetros de corte, para cada una de las secciones evaluadas.

Se observa una tendencia a aumentar las desviaciones de RON en función de f , independientemente de v_c . Sin embargo, para $f = 0.20$ mm/r se obtiene un importante incremento en función de v_c , en la zona calibrada de la probeta. Dicha zona es la que muestra mayores valores de RON , para cualquiera de las v_c utilizadas. En este caso, aunque la zona apoyada presenta mayores desviaciones frente a la empotrada, sin embargo, no presenta mayores valores que los obtenidos en la zona calibrada.

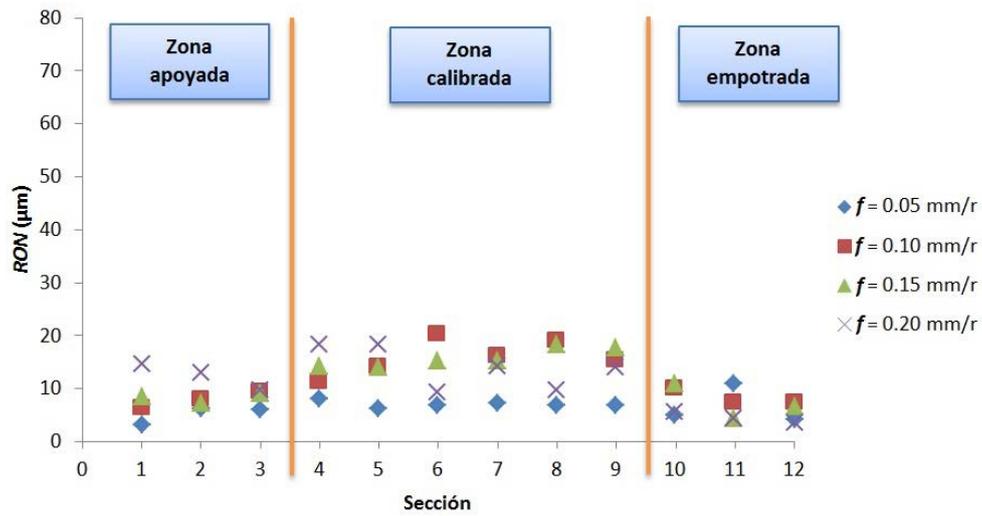


Figura 4.24. Desviación de redondez, $RON = g(f)$, en diferentes secciones de la probeta para $v_c = 40$ m/min

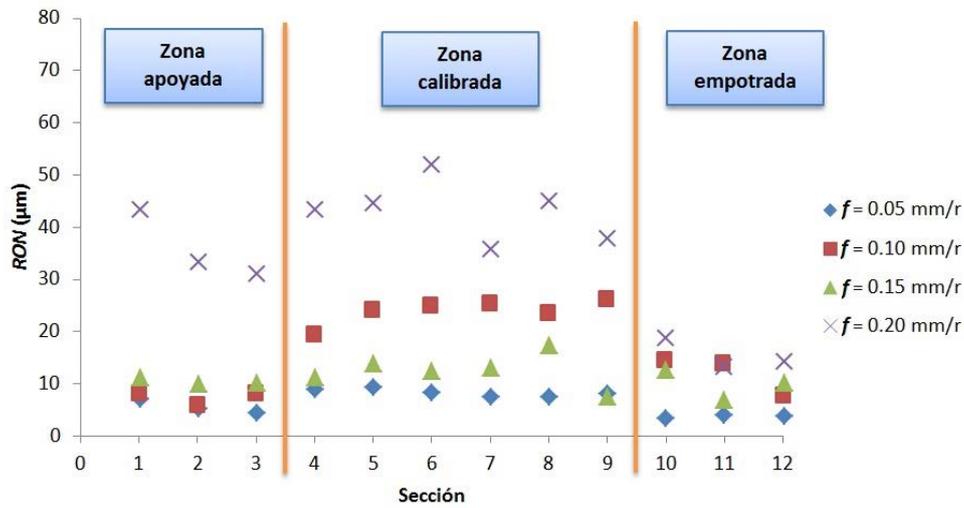


Figura 4.25. Desviación de redondez, $RON = g(f)$, en diferentes secciones de la probeta para $v_c = 60$ m/min

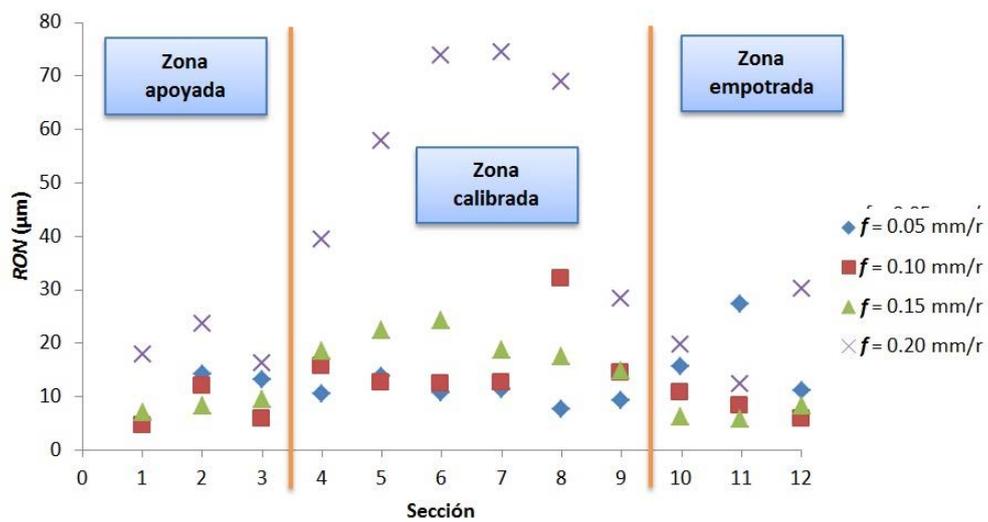


Figura 4.26. Desviación de redondez, $RON = g(f)$, en diferentes secciones de la probeta para $v_c = 80$ m/min

Con bajos valores de v_c (40 m/min, Figura 4.24) solo se observan pequeñas variaciones de RON en función de f . De hecho, permanece prácticamente constante para $f = 0.05$

mm/r en la zona calibrada de la probeta. Sin embargo, la combinación de altos valores de v_c (60-80 m/min, Figuras 4.25 y 4.26) y $f = 0.20$ mm/r muestra un notable incremento en la zona calibrada. Únicamente con $v_c = 60$ m/min y $f = 0.20$ mm/r la zona apoyada presenta valores de desviaciones de RON del orden de las de la zona calibrada.

Al igual que en el caso anterior, la zona empotrada muestra los mejores resultados, aunque no se observan grandes diferencias respecto al valor obtenido en la zona apoyada de la probeta.

Con respecto al valor medio de RON , obtenido a partir de la totalidad de las medidas realizadas (Figura 4.27), no se observa una clara influencia de f , independientemente de v_c . Sin embargo, valores de $f = 0.20$ mm/r combinados con altos valores de v_c (60-80 m/min) suponen un importante incremento de RON , generando los peores resultados. Este incremento se ve suavizado para $v_c = 40$ m/min. Por otro lado, las variaciones en función de v_c son poco significativas para los menores valores de f (0.05-0.15 mm/r).

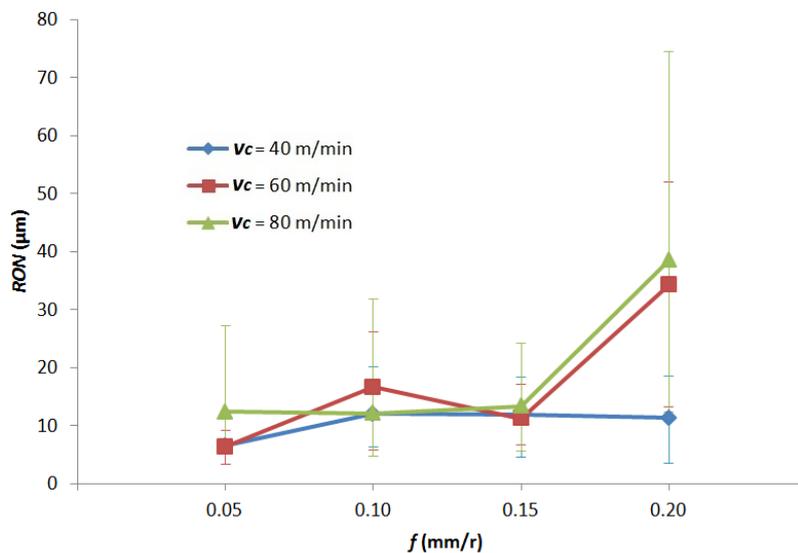


Figura 4.27. Desviación de redondez, $RON = g(v_c, f)$

Las Figuras 4.28, 4.29 y 4.30 muestran los resultados de CON a partir de las desviaciones que se tomaron en diferentes secciones de la probeta. Se observa una tendencia a aumentar CON en función de f , independientemente de v_c . A pesar de que los mayores valores de CON se han obtenido con $v_c = 60$ m/min y $f = 0.10$ mm/r (Sección 1-3), de forma general, las mayores desviaciones se obtiene para altos valores de f (0.15-0.20 mm/r). Además, el aumento de la velocidad de corte incrementa las desviaciones de CON .

Teniendo en cuenta cada una de las zonas evaluadas en la probeta, la zona apoyada muestra mayores desviaciones de CON que la zona calibrada, en contraste con lo que sucedía con RON , donde la esbeltez de la zona calibrada cobraba mayor importancia. En ambas zonas, los parámetros de corte empleados han modificado los valores de CON .

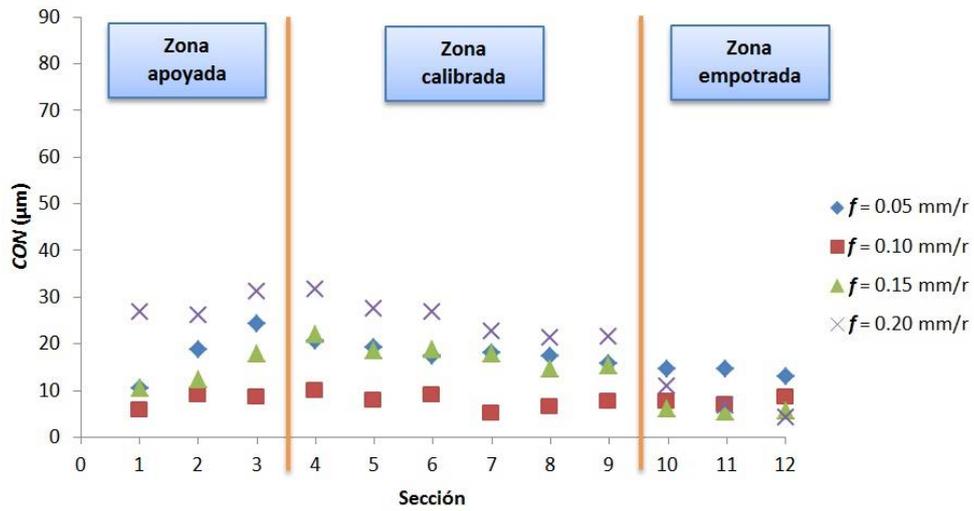


Figura 4.28. Desviación de concentricidad, $CON = g(f)$, en diferentes secciones de la probeta para $v_c = 40$ m/min

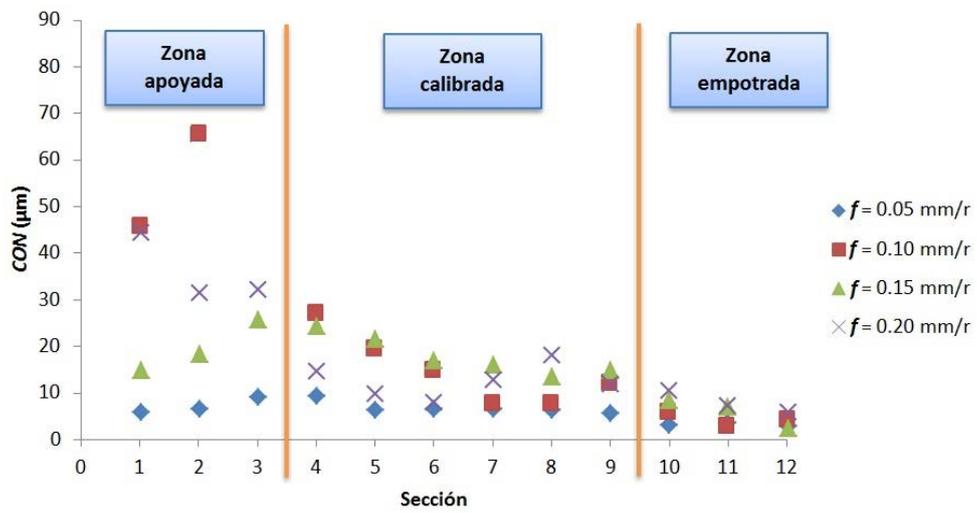


Figura 4.29. Desviación de concentricidad, $CON = g(f)$, en diferentes secciones de la probeta para $v_c = 60$ m/min

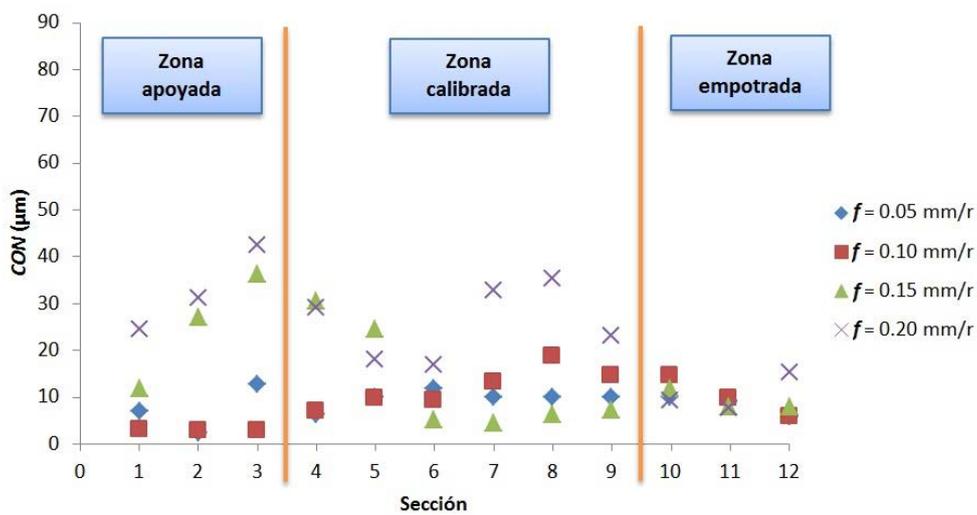


Figura 4.30. Desviación de concentricidad, $CON = g(f)$, en diferentes secciones de la probeta para $v_c = 80$ m/min

De forma similar a *CRO* y *RON*, en la zona empotrada se han obtenido las menores desviaciones de *CON*, sin que los parámetros de corte muestren ningún tipo de influencia.

En la Figura 4.31 se representan los valores medios obtenidos para *CON* en función de v_c y de f para todas las secciones en las que se tomaron medidas (1-12). De forma general, se puede observar que f es el parámetro de corte de mayor influencia. Así, el incremento de f afecta negativamente a la desviación de *CON*. Respecto a v_c , no se aprecia una clara influencia en un intervalo de valores de f comprendido entre 0.10 y 0.20 mm/r. Sin embargo, el valor más desfavorable de *CON* se ha obtenido para $f = 0.10$ mm/r y $v_c = 60$ m/min, pudiéndose relacionar con el incremento de valores que se observaron en la zona apoyada (Figura 4.29).

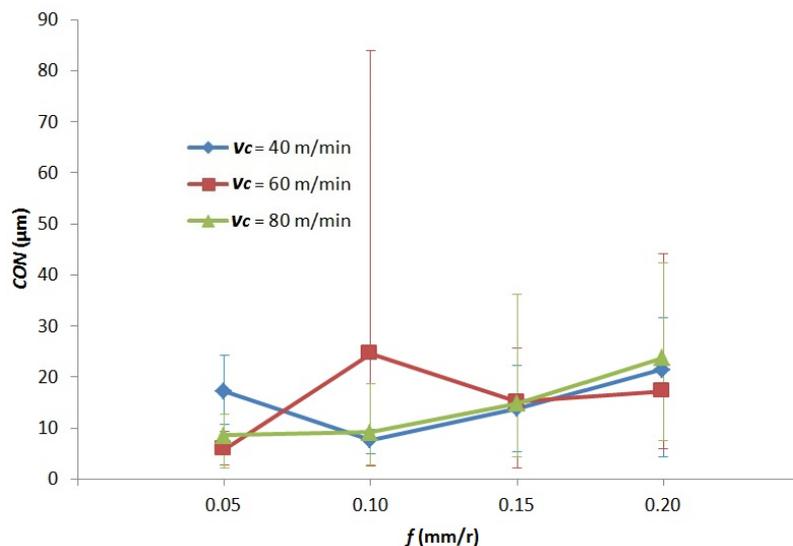


Figura 4.31. Desviación de concentricidad, $CON = g(v_c, f)$

Teniendo en cuenta que *CRO* se obtiene como una combinación de *CON* y *RON*, cabe decir que la influencia de *CON* sobre *CRO* es mayor para bajos valores de v_c (40 m/min) y f (0.05-0.10 mm/r), mientras que la de *RON* es mayor al combinar altas v_c y f . De forma similar, se puede considerar que en la zona apoyada los valores obtenidos de *CRO* se encuentran afectados principalmente por los valores de *CON*, mientras que en la zona calibrada es *RON* quien toma mayor protagonismo sobre el valor de *CRO*.

Finalmente, resaltar que los resultados obtenidos muestran ciertas diferencias con los reflejados por otros autores en las aleaciones UNS A97075 y UNS A92024, también torneadas en seco con parámetros de corte similares, pero sobre piezas menos esbeltas [37,38]. Los resultados de estas investigaciones previas indicaban que tanto *CRO* como *RON* eran poco sensibles a la variación de las condiciones de corte. Sin embargo, en las probetas utilizadas en esta Tesis, de mayor esbeltez, las desviaciones se han visto más influenciadas por los parámetros de corte, especialmente por f . Además, las desviaciones obtenidas en las probetas con mayor esbeltez han sido mayores a las que se obtuvieron en probetas rígidas.

4.4.2.3. Oscilación radial total (TCRO) y cilindridad (CYL)

La desviación de *TCRO* se ha obtenido a partir del valor medio de cada una de las zonas evaluadas en la probeta (apoyada, calibrada y empotrada) de forma independiente, mientras que *CYL* se ha calculado a partir de las secciones que se encontraban en la zona calibrada de la probeta (Secciones 4-9). En la Tabla 4.6 se muestran los resultados obtenidos para cada una de las desviaciones, en función de los parámetros de corte (v_c, f).

Tabla 4.6. Valor medio de las desviaciones de *TCRO* y *CYL*.

V_c (m/min)	f (mm/r)	<i>TCRO</i> (μm) Z. Apoyada	<i>TCRO</i> (μm) Z. Calibrada	<i>TCRO</i> (μm) Z. Empotrada	<i>CYL</i> (μm)
40	0.05	114.00	81.00	32.00	19.41
	0.10	99.00	69.00	25.00	35.09
	0.15	110.00	66.00	19.00	48.19
	0.20	150.00	78.00	26.00	41.64
60	0.05	90.00	55.00	14.00	12.19
	0.10	224.00	80.00	19.00	49.98
	0.15	129.00	74.00	24.00	20.93
	0.20	174.00	74.00	25.00	90.96
80	0.05	98.00	63.00	34.00	31.74
	0.10	66.00	69.00	34.00	40.23
	0.15	96.00	74.00	32.00	62.86
	0.20	161.00	132.00	61.00	94.21

Previamente al análisis de los valores medios obtenidos para *TCRO*, se han analizado las desviaciones en las diferentes secciones. En este caso, las Figuras 4.32, 4.33 y 4.34 muestran los valores de *TCRO*, en cada zona de la probeta, en función de f y para cada V_c .

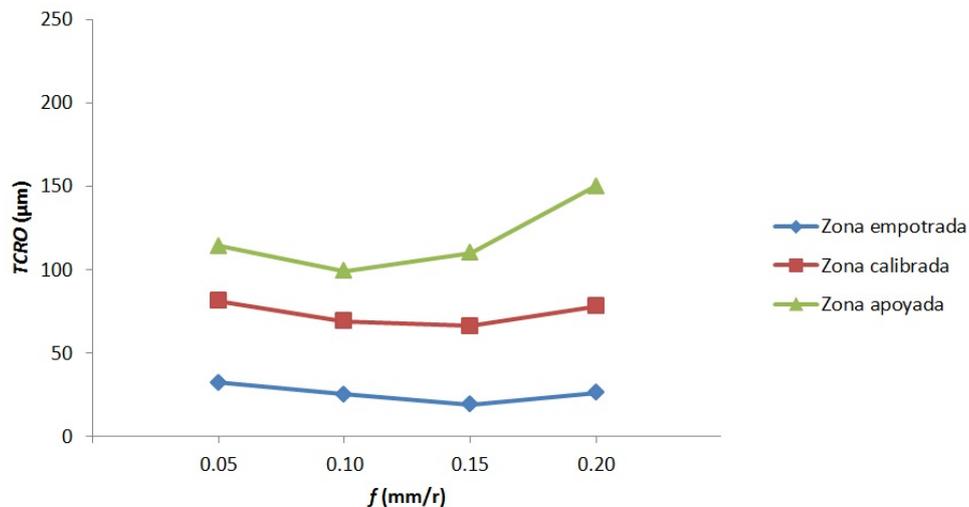


Figura 4.32. Desviación de oscilación radial total, $TCRO = g(f)$, en diferentes zonas de la probeta para $v_c = 40$ m/min

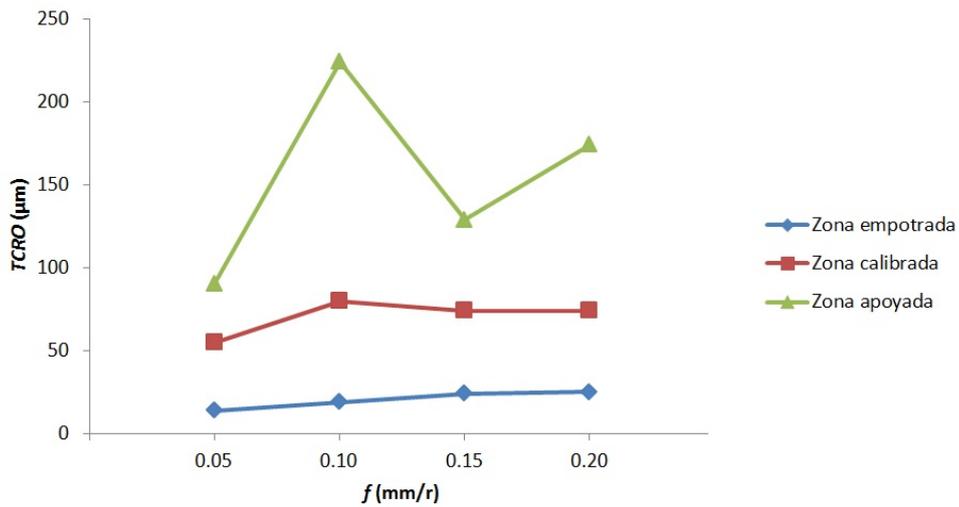


Figura 4.33. Desviación de oscilación radial total, $TCRO = g(f)$, en diferentes zonas de la probeta para $v_c = 60$ m/min

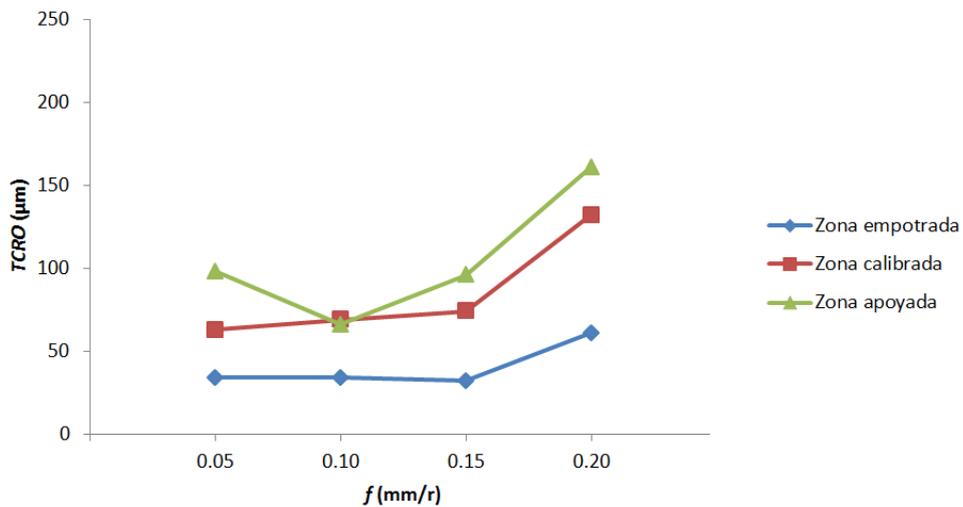


Figura 4.34 Desviación de oscilación radial total, $TCRO = g(f)$, en diferentes zonas de la probeta para $v_c = 80$ m/min

En todos los casos, los valores de $TCRO$ han mostrado peores resultados para la zona apoyada de la probeta, presentando una menor desviación los obtenidos en la zona empotrada. Además, de forma general, se puede observar una influencia tanto de v_c como de f sobre $TCRO$, tendiendo a afectar negativamente un incremento en el valor de las condiciones de corte.

Es en la zona apoyada de la probeta donde la influencia de las condiciones de mecanizado se hace más relevante, mientras que, en la zona calibrada y empotrada, la tendencia es mucho más suave. Sin embargo, para una combinación de condiciones de corte elevadas ($v_c = 80$ m/min, $f = 0.20$ mm/r) se observa un incremento de $TCRO$ con respecto a condiciones de corte más favorables. Por otro lado, para $v_c = 40$ m/min se observa una ligera tendencia a reducir $TCRO$ al aumenta f (excepto para $f = 0.20$ mm/r en el que la desviación se ve afectada negativamente).

En la Figura 4.35 se muestra el valor medio obtenido considerando la totalidad de las secciones en las que se tomaron medida de desviaciones. No se observa una tendencia clara de $TCRO$ en función de f y v_c . Para valores de $f = 0.05$ a 0.10 mm/r, $TCRO$ tiende a aumentar para $v_c = 60$ m/min, mientras que para valores de v_c de 40 y 80 m/min la

desviación tiende a decrecer. En un intervalo de f entre 0.15 y 0.20 mm/r, y para todos los valores de v_c , se observa que el incremento de f ha afectado negativamente a $TCRO$, siendo $v_c = 80$ m/min donde se ha obtenido la mayor desviación.

Esto se puede explicar teniendo en cuenta que el valor de $TCRO$ depende del valor máximo de CRO en cada sección, pero también de la posición angular en la que se ha tomado dicho valor máximo. Así, cuando los valores máximos de CRO de las diferentes secciones se encuentren en posiciones angulares distintas, el valor de $TCRO$ se ve suavizado, siendo la influencia de los parámetros de corte sobre $TCRO$ menos evidente.

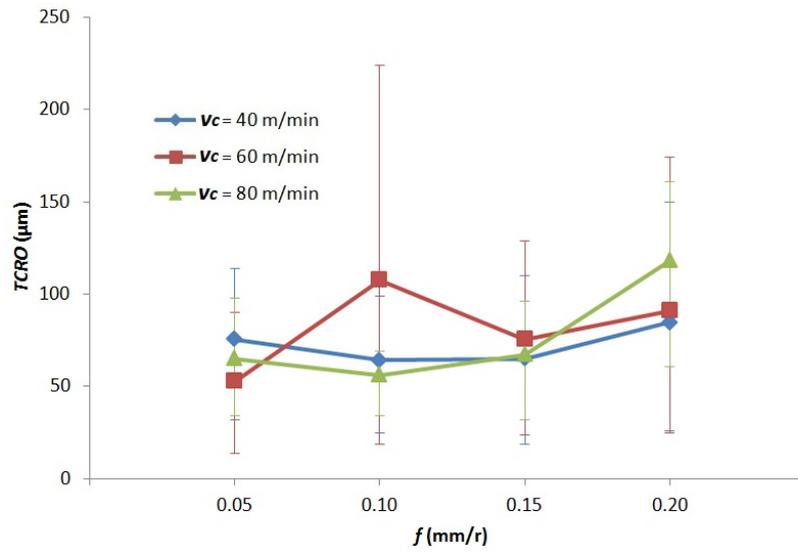


Figura 4.35. Desviación de oscilación radial total, $TCRO = g(v_c, f)$

Finalmente, la Figura 4.36 muestra el valor medio de CYL para zona calibrada de la probeta (Secciones 4-9), en función de v_c y f . En este caso, la influencia de f se hace más evidente que para las desviaciones estudiadas anteriormente. Se observa una tendencia general a incrementarse CYL con f en un amplio rango de v_c . Este efecto se hace más notable para $v_c = 80$ m/min, especialmente a altos f (0.15-0.20 mm/r). Los peores resultados de CYL se han obtenido cuando se han combinado el mayor f (0.20 mm/r) con altas v_c (60-80 m/min).

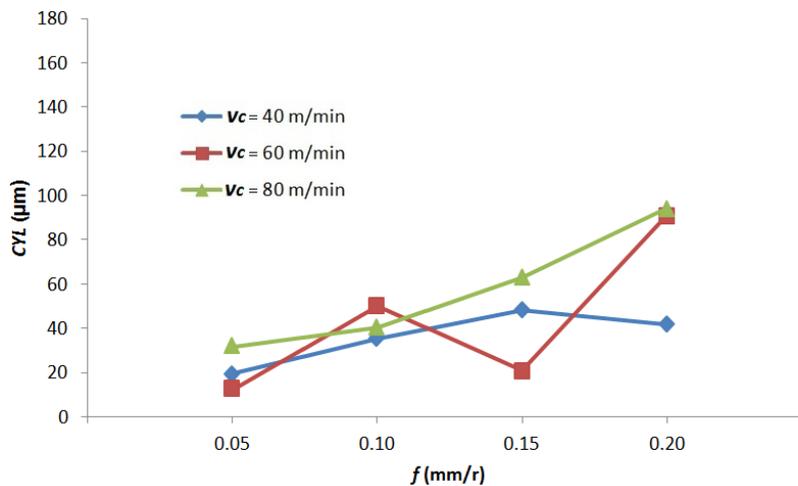


Figura 4.36. Desviación de cilindridad, $CYL = g(v_c, f)$

En el mismo sentido a lo evaluado para *CRO*, *RON* o *TCRO*, *CYL* muestra mayor sensibilidad al cambio con f que con v_c . Este comportamiento puede justificarse teniendo en cuenta que *CYL* considera tanto el efecto de las desviaciones obtenidas en una generatriz, a lo largo de la longitud de la probeta, como las desviaciones originadas en cada una de las secciones.

4.4.2.4. Modelos paramétricos de diferentes desviaciones geométricas

Los resultados experimentales obtenidos para las diferentes desviaciones geométricas sugieren la posibilidad de obtener modelos paramétricos que permitan relacionar algunas de las desviaciones macrogeométricas con los parámetros de corte. Estos modelos experimentales pueden resultar útiles para predecir el valor de las desviaciones previamente a la operación de mecanizado [37,38].

De entre las diferentes zonas evaluadas en la probeta objeto de estudio, se han seleccionado los resultados experimentales obtenidos en la zona calibrada (secciones 4-9) para establecer distintos modelos.

Los modelos que se presentan a continuación han sido obtenidos para las desviaciones geométricas (*GD*) que han mostrado una mayor dependencia de los parámetros de corte: *STR*, *CRO* y *RON*. Para ello, se han empleado regresiones según diferentes modelos matemáticos (polinómicos, potenciales y exponenciales) [39]. De todos ellos, el que ha presentado un mejor ajuste ha sido el modelo de tipo potencial (ecuación 4.1.):

$$GD = C \cdot v_c^x \cdot f^y \tag{4.1}$$

Donde C , x e y son valores constantes.

En la Tabla 4.7 se muestran los resultados obtenidos para las constantes correspondientes a la ecuación 4.1.

Tabla 4.7. Coeficientes para el modelo parámetro de *GD*.

<i>GD</i>	C	x	y	R^2
STR	0.120	1.524	1.123	0.604
CRO	119.720	0.028	0.584	0.501
RON	5.297	0.736	0.832	0.601

La Figura 4.35 representa los datos experimentales obtenidos frente a los valores de los modelos para *STR*, *CRO* y *RON*, respectivamente. En referencia a *STR*, los dos parámetros de corte muestran una fuerte influencia en el modelo. Sin embargo, el mayor valor del exponente x , indica una ligera mayor influencia de la velocidad de corte. Esto está en buen acuerdo con los resultados experimentales comentados con anterioridad. Únicamente para $v_c = 80$ m/min y $f = 0.20$ mm/r, el modelo presenta peor ajuste (Figura 4.37a). Este hecho puede ser consecuencia de la alta dispersión obtenida en los resultados experimentales, lo que puede considerarse normal, teniendo en cuenta las vibraciones presentes con las condiciones de corte más agresivas ($v_c = 80$ m/min, $f = 0.20$ mm/r), como se ha comentado con anterioridad.

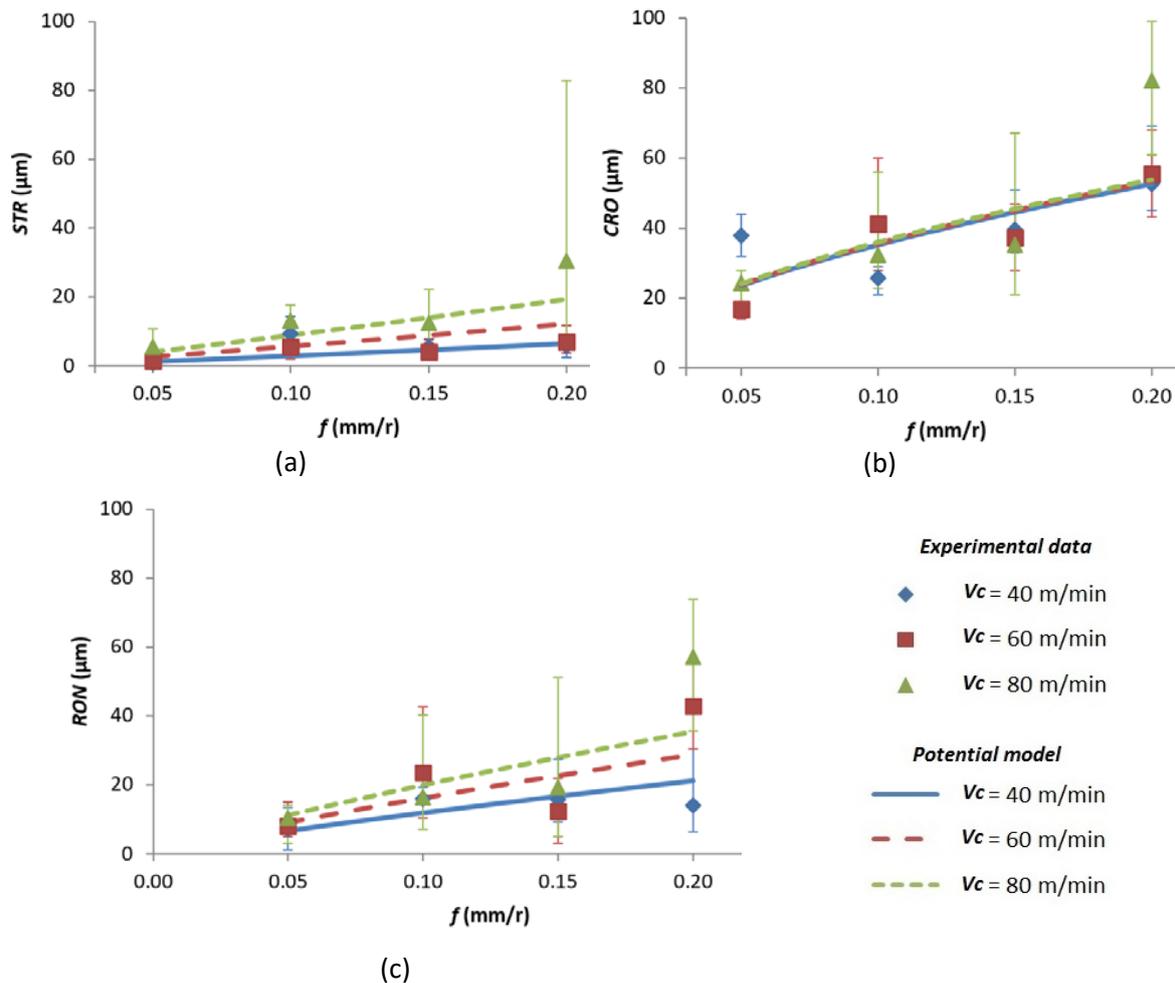


Figura 4.37. Modelos potenciales en función de v_c y f (a) rectitud, (b) oscilación radial y (c) redondez.

Respecto a CRO , el bajo valor de x muestra una despreciable influencia de v_c , como puede observarse en la Figura 4.35b. En este sentido, el modelo está en concordancia con el análisis realizado previamente. Sin embargo, este modelo es el que ha presentado un peor ajuste, debido a que CRO incluye el efecto de RON y CON , donde v_c y f no mostraban una clara influencia sobre CON .

Finalmente, el modelo propuesto para RON (Figura 4.35c) muestra valores similares para x e y , por lo que se puede considerar una similar influencia de los parámetros de corte evaluados. Sin embargo, como ha ocurrido con STR , presenta un ajuste menor con los resultados experimentales obtenidos para altos valores de v_c y de f .

En las Figuras 4.38, 4.39 y 4.40 se muestra la representación de los modelos paramétricos en 3D, donde cada desviación geométrica se ha representado por una superficie. Tal como se ha comentado, se observa una fuerte dependencia de v_c y f en STR y RON (Figura 4.38 y 4.40 respectivamente), mientras que para CRO la influencia de v_c es muy baja. Además, de forma general puede observarse un incremento de estas desviaciones cuando aumentan los parámetros de corte.

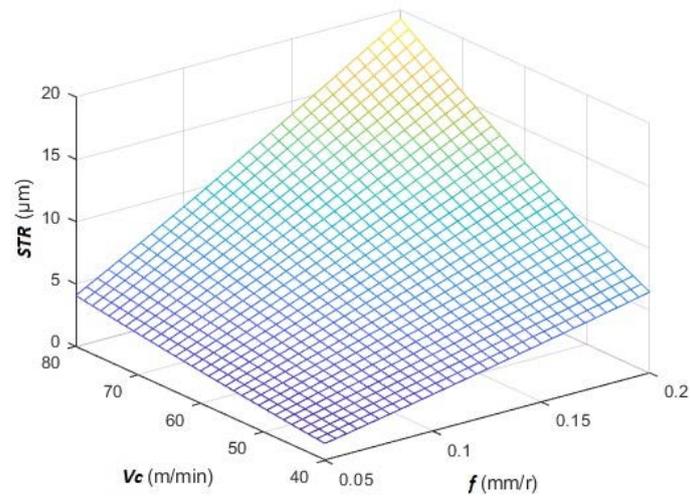


Figura 4.38. Modelo potencial para $STR = g(v_c, f)$

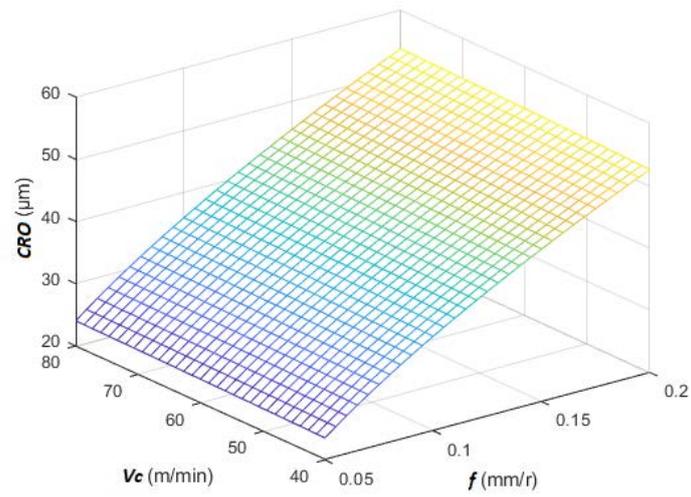


Figura 4.39. Modelo potencial para $CRO = h(v_c, f)$

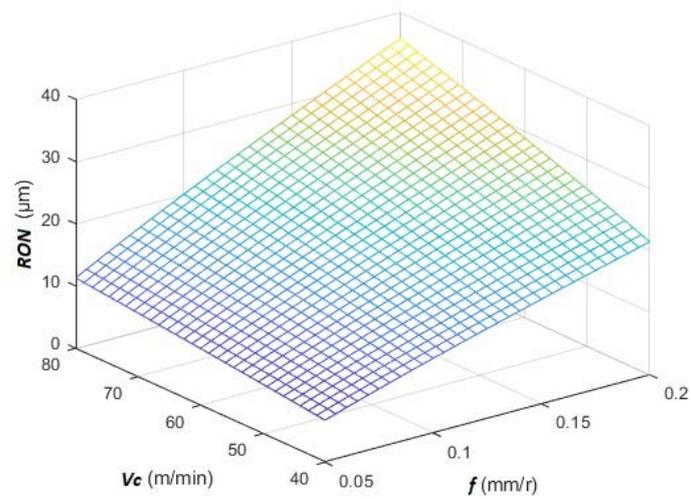


Figura 4.40. Modelo potencial para $RON = j(v_c, f)$

Es importante reseñar que en investigaciones previas, para piezas menos esbeltas de las aleaciones de aluminio UNS A97075 y UNS A92024 [37,38], se propusieron modelos de tipo exponencial para estas desviaciones geométricas, bajo condiciones de corte similares. Como se ha comentado con anterioridad, estos modelos mostraban una menor sensibilidad al cambio con respecto a los parámetros de corte, debido a la mayor rigidez de la probeta (20 veces menos). A pesar de ello, la dispersión de los resultados se encuentra en el mismo orden. Además, aunque este estudio se haya llevado a cabo sobre piezas con una geometría diferente a aquellas que se utilizan para fabricación de componentes de aeronaves, estos resultados muestran la necesidad de seguir realizando este tipo de estudios en trabajos futuros.

Finalmente, indicar que estos modelos propuestos son válidos para el rango de parámetros de corte estudiados en piezas esbeltas. La extensión de su validez puede ser evaluada en futuros trabajos bajo diferentes condiciones de corte.

4.4.2.5. Influencia del tiempo efectivo del mecanizado sobre las desviaciones macrogeométricas.

En este apartado se realiza un análisis de la influencia de la evolución del tiempo efectivo de corte sobre las desviaciones geométricas. Dicho análisis se ha realizado a partir de las medidas obtenidas en la repetición de 4 unidades de probetas (R1-R4) para ensayos a fatiga.

En la Figura 4.41 se muestra la evolución de las desviaciones de *PAR* y *STR* en función de v_c y f , para las diferentes probetas mecanizadas, teniendo en cuenta las sucesivas repeticiones del ensayo (R1-R4), en las que se ha utilizado la misma herramienta.

En ellas se puede observar, de forma general, que para bajos valores de f (0.05-0.10 mm/r), la influencia del tiempo efectivo de mecanizado, y por tanto, del posible desgaste de la herramienta, está muy suavizada para todo el rango de v_c estudiado, tanto para *STR* como para *PAR*. Sin embargo, para $f = 0.10$ mm/r, en el caso de *PAR*, el mecanizado de la segunda probeta (R2) muestra una mejora de su valor para los diferentes valores de v_c , aumentando de nuevo en el siguiente mecanizado (R3) para posteriormente estabilizarse, mientras *STR* muestra una tendencia a mejorar conforme aumenta el tiempo efectivo de corte de la herramienta.

En un rango de f mayores (0.15-0.20 m/min), para $v_c = 40$ m/min, la influencia del desgaste de la herramienta está mucho más suavizada que para altas v_c (60-80 m/min). Si bien para bajas v_c se muestra una ligera tendencia a afectar negativamente en ambas desviaciones, para altas v_c , ambas se ven beneficiadas por el desgaste de la herramienta, haciéndose mucho más evidente para $v_c = 80$ m/min y $f = 0.20$ mm/r.

La adhesión de material en el filo de la herramienta (BUE), como se ha comentado con anterioridad, modifica la geometría del corte. Este hecho, mucho menos notable a bajas combinaciones de valores de v_c y f , tiende a mostrar estabilidad en las desviaciones obtenidas, mientras que en el caso de altos valores de v_c y f , la rápida y continua adhesión de material sobre la cara de desprendimiento de la herramienta (Figura 4.42) muestra una mejora en las desviaciones evaluadas (*PAR*, *STR*).

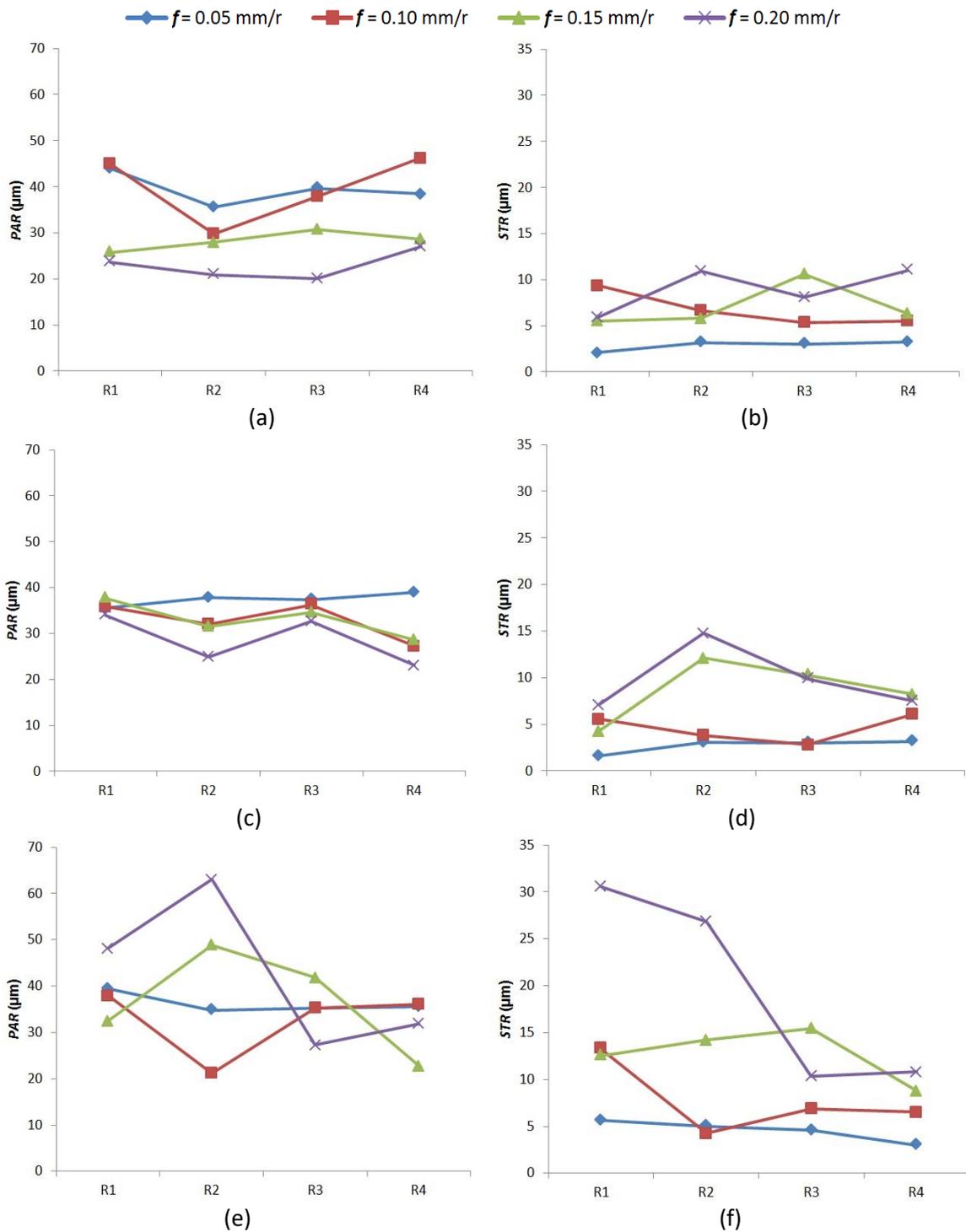


Figura 4.41. Influencia del tiempo efectivo de mecanizado en PAR (a) $v_c = 40$ m/min, (c) $v_c = 60$ m/min, (e) $v_c = 80$ m/min y en STR (b) $v_c = 40$ m/min, (d) $v_c = 60$ m/min, (f) $v_c = 80$ m/min

Por otro lado, se observa, sobre todo a valores intermedios de f (0.10-0.15 mm/r), que se originan cambios en la tendencia al crecimiento o decrecimiento de las desviaciones analizadas. Esto puede ser debido a posibles desprendimientos y adhesiones de material, de forma rápida, en el filo de la herramienta, que originan constantes cambios en la geometría del corte y facilitan la posibilidad de aparición de vibraciones durante el mecanizado.

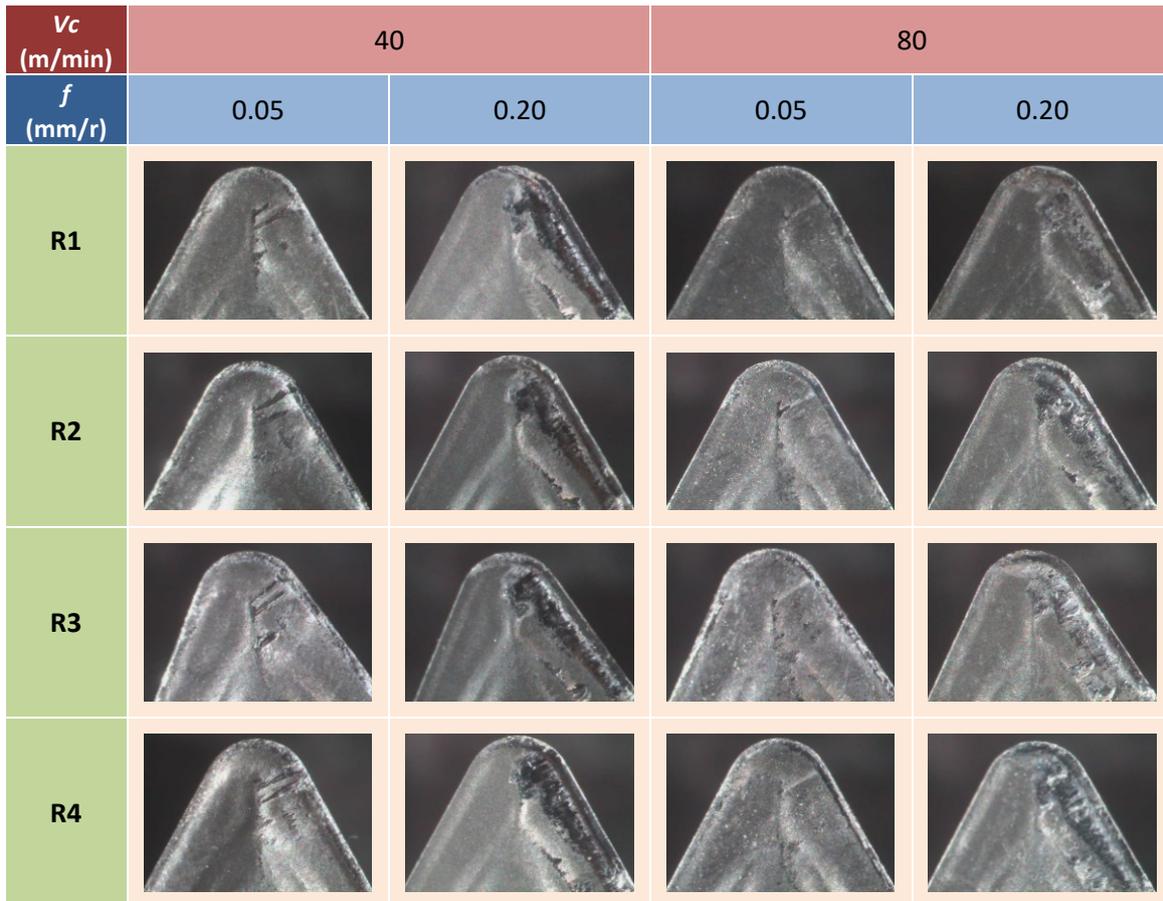


Figura 4.42. Evolución del desgaste de la herramienta

En la Figura 4.43 se muestran los resultados obtenidos de la evolución de *CRO* y *RON* para las probetas mecanizadas conforme ha aumentado el tiempo efectivo de corte de la herramienta (aumento del desgaste) para los diferentes valores de v_c y f estudiados.

De forma similar a lo observado en las desviaciones de *PAR* y *STR*, para $v_c = 40$ m/min, la influencia del tiempo efectivo de mecanizado afecta, de forma general, negativamente a las desviaciones de *CRO* y *RON*, sin embargo, en estas desviaciones un incremento de valores de v_c tiende a mejorar el valor obtenido de dichas desviaciones, independiente de los valores de f utilizados en el mecanizado de las diferentes probetas.

En el caso de f , no se observa, de forma general, que el tiempo efectivo de mecanizado tenga una influencia clara sobre las desviaciones de *CRO* dentro del rango de valores bajos de f (0.05-0.10 mm/r), mientras que con altos valores de f (0.15-0.20 mm/r) y $v_c = 80$ m/min se pueden observar variaciones de *CRO* conforme aumenta el tiempo efectivo de corte. Además, con $f = 0.15$ mm/r, y para cualquier v_c , se observa que el desgaste afecta negativamente a *CRO*, mientras que, para el resto de valores de f , sus variaciones son poco significativas, siendo este hecho más evidente a bajas v_c (40 m/min).

Por otro lado, en referencia a *RON*, se observa un comportamiento similar al comentado para *CRO*, viéndose potenciado su efecto para altos valores de f (0.15-0.20 mm/r), excepto para $v_c = 80$ m/min y $f = 0.15$ mm/r, donde el desgaste no muestra un efecto tan negativo en *RON* como el que se ha obtenido en *CRO*.

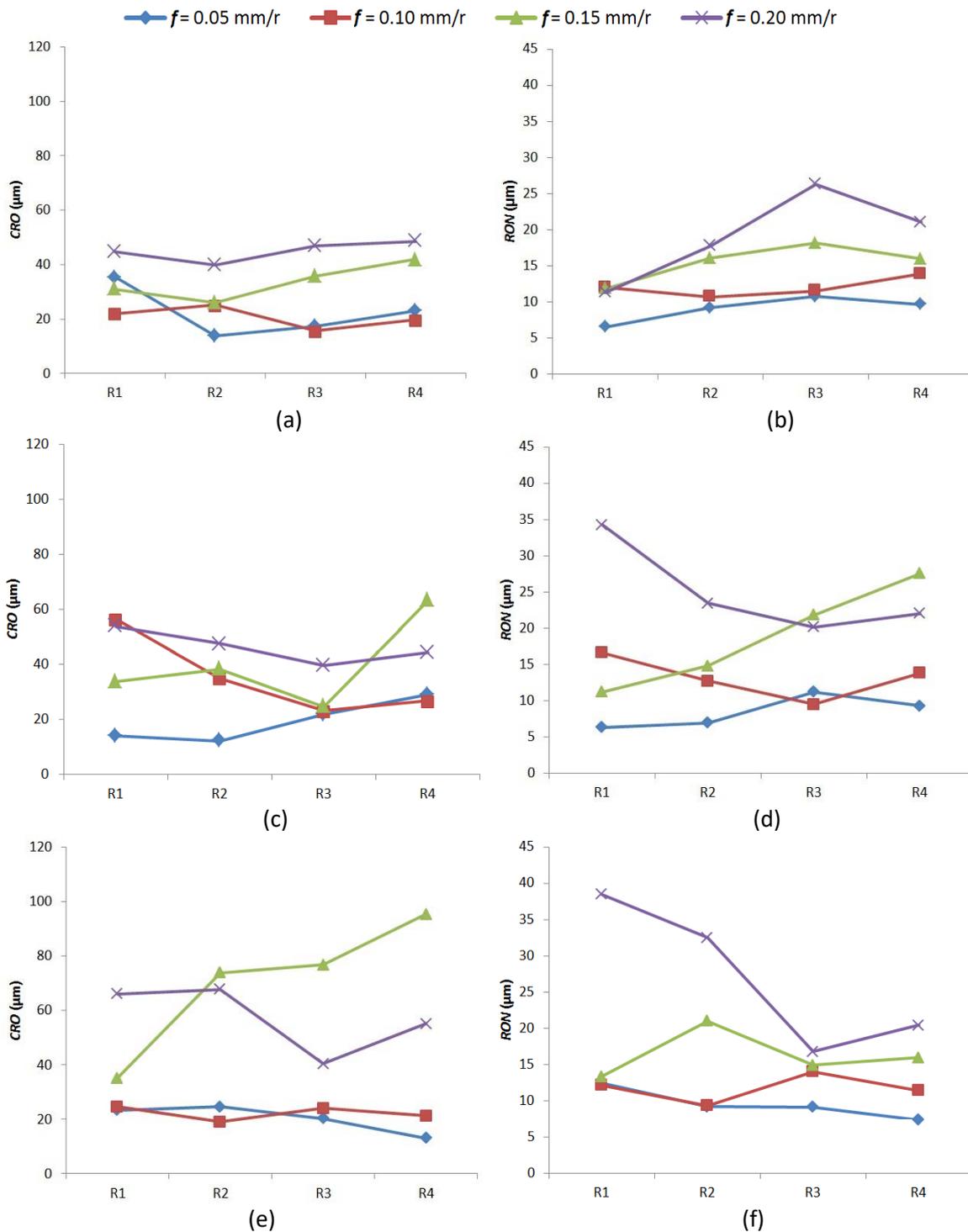


Figura 4.43. Influencia del tiempo efectivo de mecanizado en CRO (a) $v_c = 40$ m/min, (c) $v_c = 60$ m/min, (e) $v_c = 80$ m/min y en RON (b) $v_c = 40$ m/min, (d) $v_c = 60$ m/min, (f) $v_c = 80$ m/min

En estos casos, la adhesión de material en el filo de la herramienta (BUE) vuelve a ser el principal motivo de la variación de las desviaciones macrogeométricas analizadas (CRO, RON), mostrando una tendencia a mejorar, conforme aumenta v_c y f , siendo más suavizada a valores bajos de f (0.05-0.10 mm/r). Esta tendencia a mejorar las desviaciones de CRO y RON con el desgaste de la herramienta, fue inicialmente evaluada por Trujillo en [2], indicando que conforme se aumentaba la longitud mecanizada (aumento del tiempo efectivo de mecanizado), se observaba una

disminución de las desviaciones. En su caso, las variaciones mostradas en su estudio eran muy pequeñas en comparación con las obtenidas en este estudio, pero esto es debido que las operaciones de mecanizado se realizaban con una longitud máxima de 137,5 mm, lo cual equivalente al mecanizado de la primera pieza (R1) de este estudio. De estas forma, los resultados obtenidos en Tesis Doctoral son una continuación de los estudios iniciales realizados hasta ahora, observándose una mayor influencia del tiempo efectivo de corte sobre las desviaciones de *CRO* y *RON*.

Estos resultados se pueden justificar en función de la rugosidad superficial de la pieza mecanizada, ya que la adhesión de material a la herramienta modifica la altura final de la huella generada en el proceso de mecanizado, reduciendo su valor, lo que coincide con el análisis de la influencia del desgaste de la herramienta sobre los valores de *Ra*, realizado en el apartado 4.4.1.

En referencia a *RON*, la Figura 4.44 muestra la evolución de la influencia del desgaste en función de v_c y f . En este caso, la influencia del desgaste se hace mucho menos visible que en el caso de *CRO* y de *RON*. Únicamente para $f = 0.15$ mm/r, y valores de $v_c = 60$ y 80 m/min, se puede observar una cierta alteración de los valores de desviación.

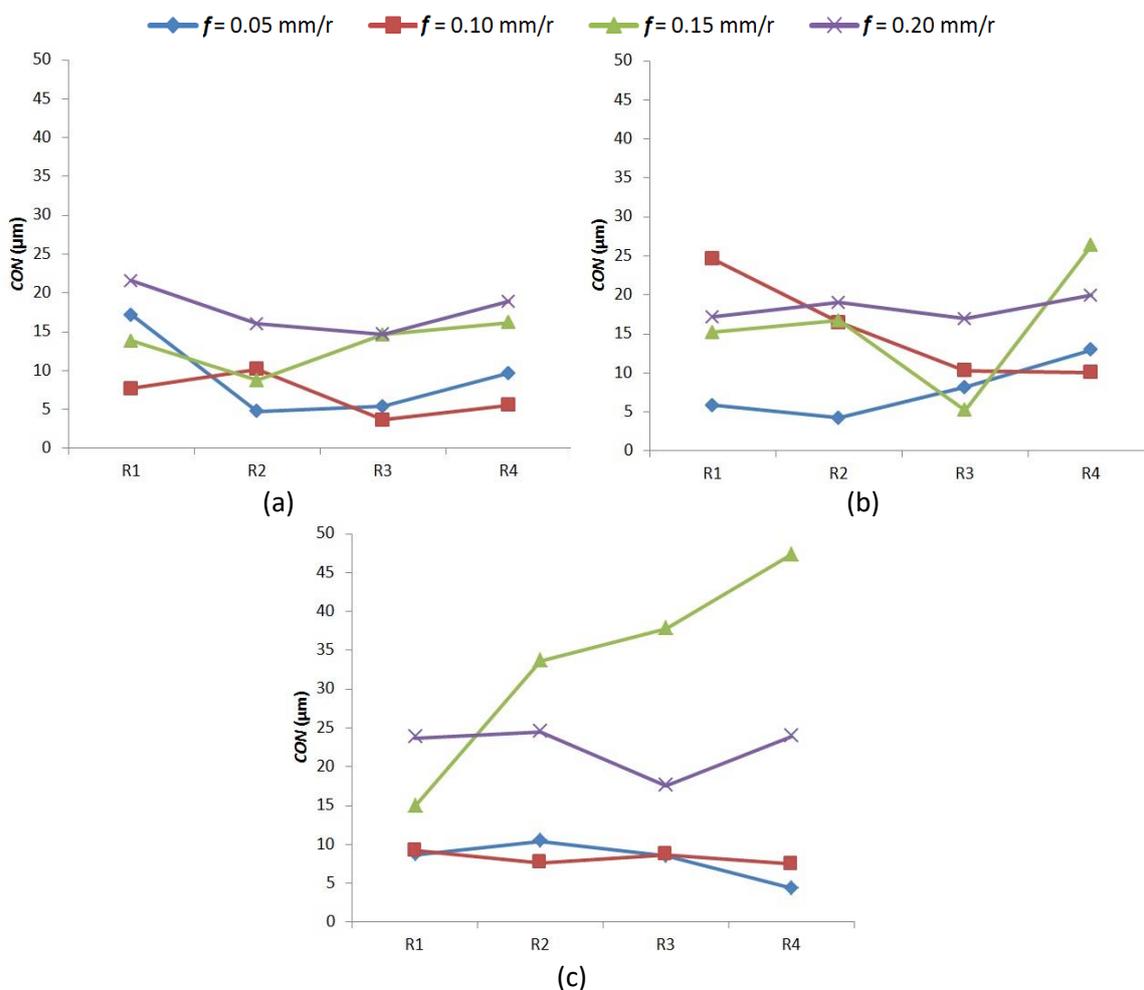


Figura 4.44. Influencia del tiempo efectivo de mecanizado en *CON* (a) $v_c = 40$ m/min, (b) $v_c = 60$ m/min, (c) $v_c = 80$ m/min

Dado que *CRO* está relacionada con *RON* y *CON*, en general, cuando la herramienta no sufre desgaste, la influencia de *RON* sobre *CRO* presenta mayor importancia que la

influencia de *CON* a altos valores de *f* (0.15-0.20 mm/r), mientras que para menores valores de *f* es *CON* quien muestra una mayor influencia. Sin embargo, conforme se desgasta la herramienta, al mejorar *RON*, *CON* cobra una mayor importancia en los valores obtenidos de *CRO*, para altos valores de *f* (0.15-0.20 mm/r), no observándose variaciones importantes a bajos valores.

La Figura 4.45 muestra la evolución de las desviaciones de *TCRO* y *CYL* con el tiempo efectivo de mecanizado, en función de v_c y *f*.

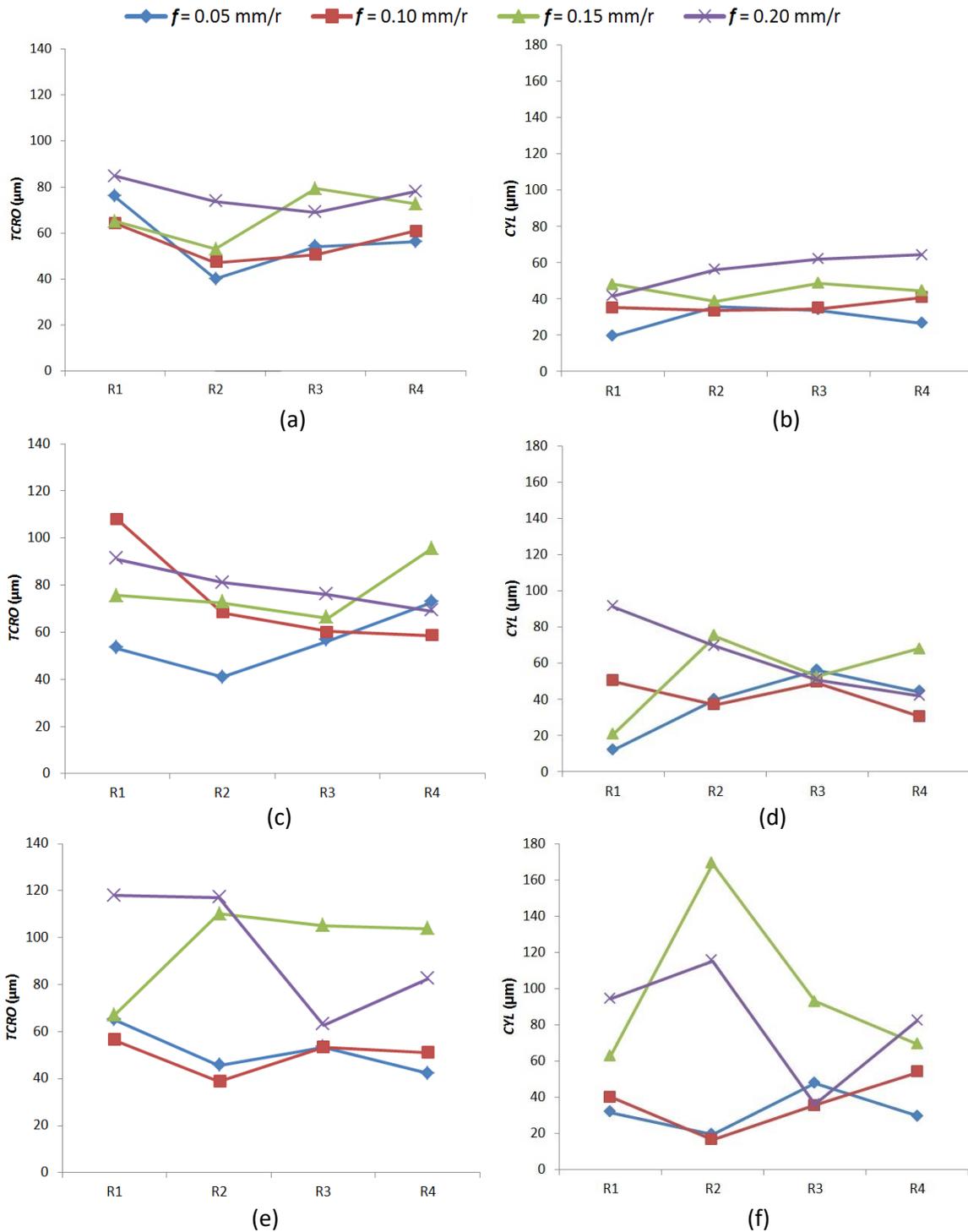


Figura 4.45. Influencia del desgaste de la herramienta en *TCRO* y *CYL* (a) $v_c = 40$ m/min, (b) $v_c = 60$ m/min, (c) $v_c = 80$ m/min

Al igual que en ocasiones anteriores, para $v_c = 40$ m/min, las variaciones obtenidas son menores que para el resto de valores de v_c estudiados. Se puede observar que *TCRO* se muestra más afectada por el desgaste que *CYL*. En términos generales, se observa una mejora en la desviación de *TCRO*, mientras que para *CYL* la variación es poco significativa conforme aumenta el tiempo efectivo de corte.

Para valores de $v_c = 60$ m/min, los resultados obtenidos muestran una mayor dispersión, no apreciándose una clara influencia del desgaste ni para *TCRO*, ni para *CYL*. Por otro lado, para $v_c = 80$ m/min, en un rango de bajos valores de f (0.05-0.10 mm/r), se observa una ligera tendencia a que el tiempo efectivo de mecanizado afecta positivamente sobre *TCRO*, mientras que en el caso de *CYL* esa tendencia no está claramente definida. Finalmente, para altos valores de f (0.15-0.20 mm/r), los resultados obtenidos muestran importantes variaciones de ambas desviaciones conforme aumenta el tiempo efectivo de corte, no obteniéndose tampoco una clara influencia sobre estas desviaciones geométricas. Además, hay que tener en cuenta que para $v_c = 80$ m/min las variaciones obtenidas en las desviaciones son menos significativas a bajos valores de f que a altos valores.

Por un lado, la desviación *TCRO* está relacionada con la posición angular de las medidas tomadas para cada una de las secciones de la probeta, por lo que la variación de las medidas máximas y mínimas en diferentes probetas dificulta la aparición de una tendencia clara. Por otro lado, en el caso de *CYL* (que está definida por la combinación de medidas obtenidas a lo largo de diferentes generatrices longitudinales, y a lo largo de diferentes secciones transversales), el estado del filo de la herramienta se puede ver modificado conforme se realiza el proceso de corte, obteniéndose, por tanto, valores que no sigan una evolución en función del desgaste de la herramienta.

Por lo tanto, tras el análisis realizado, se puede considerar que conforme evoluciona el tiempo efectivo de corte de una herramienta, las desviaciones geométricas se ven alteradas. La adhesión de material en el filo de la herramienta (BUE), modificando la geometría del filo de corte, tiende a reducir las desviaciones de *STR*, *CRO* y *RON*, pero este efecto solo es apreciable a altos valores de f (0.15-0.20 mm/r), mientras que a bajos valores de f (0.05-0.10 mm/r), las modificaciones en las desviaciones son poco apreciables. Sin embargo, para las desviaciones de *PAR*, *CON*, *TCRO* y *CYL*, no se puede establecer una clara influencia del tiempo de mecanizado, independientemente de los parámetros de corte utilizados.

Estos resultados tienen una aplicación directa en la fabricación de componentes en el sector aeronáutico debido a las estrechas tolerancias geométricas requeridas en sus procesos de fabricación, así como al estudio de costes asociados al proceso de fabricación. De esta forma, los resultados obtenidos resultan positivos en cuanto al uso continuado de una herramienta de corte, ya que tienden a mostrar una mejora en diversas desviaciones geométricas, mientras que en aquellas que no se ha observado una tendencia clara, no se ha observado un aumento significativo que suponga una rápida sustitución de la herramienta de corte.

Finalmente, resulta de interés continuar estos estudios aplicando nuevos parámetros de corte, preferentemente mayores valores de v_c , así como su análisis en piezas más robustas, las cuales no se han llevado a cabo hasta ahora.

4.5. Evaluación de propiedades mecánicas.

Dentro de las distintas variables con influencia sobre la integridad superficial de piezas mecanizadas, las propiedades físico-químicas de las superficie y las propiedades mecánicas cobran una especial relevancia, sobre todo en la fabricación de componentes estructurales para la industria aeronáutica, donde la fiabilidad y durabilidad de estos componentes son aspectos críticos [40–42]. Las investigaciones que relacionan las características superficiales de las piezas mecanizadas con diferentes propiedades físico-químicas, están orientadas mayoritariamente al estudio de la influencia que presentan los parámetros de corte utilizados durante el proceso de conformado del material por arranque de viruta [10,43–47].

Por ello, en esta Tesis también se ha abordado el estudio de la influencia de los parámetros de corte (v_c , f y a_p) sobre las propiedades mecánicas de microdureza superficial, resistencia a tracción y comportamiento a fatiga de la aleación de aluminio UNS A97075.

Además, para la microdureza superficial y para el comportamiento a fatiga el estudio se ha completado analizando la influencia de un proceso de corrosión por inmersión, evaluando, en este caso, solo la influencia de v_c y f .

A continuación, se exponen y discuten los resultados obtenidos para cada uno de los ensayos, llevados a cabo a partir de la metodología experimental expuesta en el capítulo 3.

4.5.1. Ensayos de microdureza superficial

Para el estudio de la influencia de las condiciones de corte sobre la dureza superficial de piezas mecanizadas en seco, se han realizado diferentes ensayos de microdureza en probetas obtenidas con diferentes valores de v_c y f , los cuales se realizaron con un $a_p = 1$ mm. Dichos ensayos se realizaron aplicando una carga de 0.05 kgf (HV0.05), lo cual supondrá una aplicación de 0.49 N de fuerza sobre la superficie de la probeta. En la Tabla 4.8 se muestra el valor medio obtenido para cada una de las combinaciones de corte empleadas. Además, en la tabla también se muestra el valor medio de los ensayos realizados sobre una muestra de material sin mecanizar, con objeto de evaluar la influencia del mecanizado en la microdureza superficial.

En las Figuras 4.46 y 4.47 se representan los valores de microdureza obtenidos para cada una de los valores de parámetros de corte utilizados, así como para la muestra sin mecanizar.

A partir de los resultados obtenidos, no se puede apreciar una clara influencia de los parámetros de corte sobre la microdureza superficial, para todo el rango de valores de v_c y f evaluados. El mayor valor se obtiene para valores de $v_c = 60$ m/min y $f = 0.15$ mm/r. En este caso ($v_c = 60$ m/min), no se observa una clara evolución de la microdureza en función de f , ya que los mayores valores se obtienen para $f = 0.10$ y 0.15 mm/r, mientras que en condiciones extremas de f (0.05-0.20 mm/r) se obtienen los menores valores de microdureza.

Tabla 4.8. Valor medio de dureza superficial (HV 0.05) en función de v_c y f para $a_p = 1 \text{ mm}$

V_c (m/min)	f (mm/r)	HV (0.05)
40	0.05	182.93
	0.10	186.38
	0.15	196.78
	0.20	191.90
60	0.05	178.55
	0.10	204.20
	0.15	205.73
	0.20	180.10
80	0.05	197.48
	0.10	196.00
	0.15	195.25
	0.20	200.45
Sin mecanizar		166.70

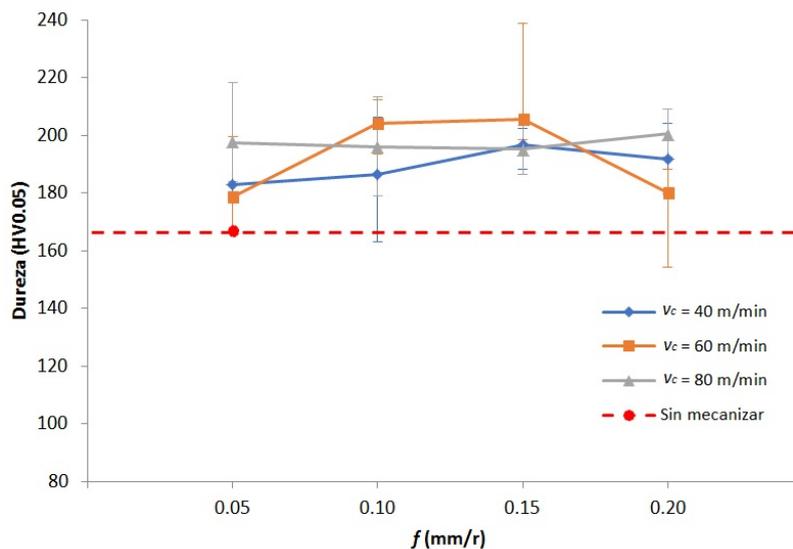


Figura 4.46. Microdureza superficial $HV = g(f)$ para diferentes valores de v_c , $a_p = 1.0 \text{ mm}$

Sin embargo, para $v_c = 40 \text{ m/min}$ se observa una ligera tendencia a aumentar la microdureza conforme aumenta el valor de f , siendo este incremento del orden del 10%, mientras que para valores de $v_c = 80 \text{ m/min}$, tiende a mantenerse prácticamente constante en función de f . Además, de forma general se puede considerar que un aumento de la velocidad de corte tiende a generar un aumento de la microdureza en la pieza mecanizada.

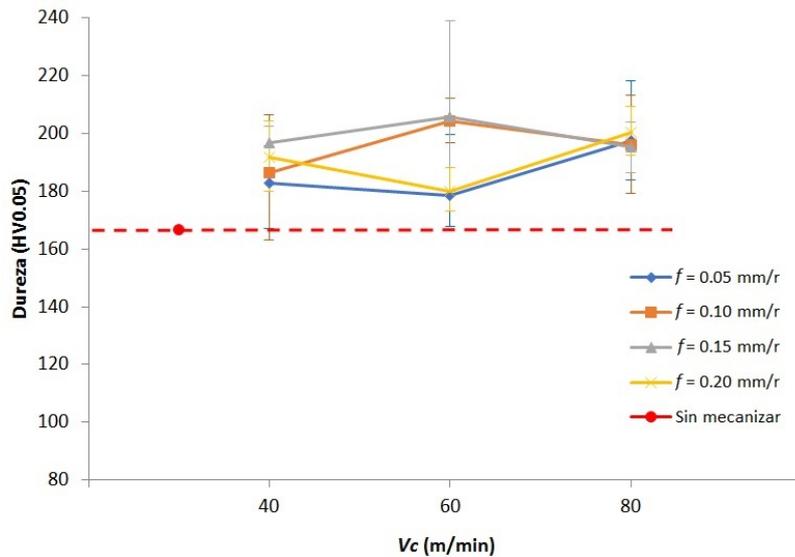


Figura 4.47. Microdureza superficial $HV = g(v_c)$ para diferentes valores de f , $a_p = 1.0$ mm

Esto se debe principalmente a que las condiciones de corte utilizadas en la parte experimental, en particular la velocidad de corte, no modifican de forma severa las condiciones térmicas del proceso de mecanizado, lo cual originaría una modificación más importante de la microestructura de la superficie [34,48,49], mostrando una mayor evidencia de la influencia de v_c .

Con respecto a la influencia de la operación de mecanizado sobre la microdureza, se puede observar que, en todas las muestras ensayadas, el valor medio supera al valor obtenido de la microdureza de la pieza sin mecanizar. Estos resultados no coinciden por los expuestos en [8,42], en los que realizan ensayos de microdureza sobre las aleaciones de aluminio UNS A96061 y UNS A92024 respectivamente, obteniendo valores de microdureza superficial inferiores a los obtenidos en el material de partida, si bien, en el caso de la aleación UNS A92024, se realizaron operaciones con velocidad de corte muy superiores a las utilizadas en este estudio (200 m/min). El alto contenido en Zn de la aleación, que confiere una mayor plasticidad al material, y las bajas condiciones térmicas, en comparación con aquellas originadas a mayores valores de v_c , durante el proceso pueden ser los elementos que faciliten el incremento de microdureza superficial de las piezas mecanizadas, siendo por tanto el efecto mecánico superior al efecto térmico.

Con objeto de ampliar el estudio, analizando valores más extremos a los analizados hasta el momento, se ha completado el estudio con una relación de ensayos de microdureza con valores más elevados de v_c (120 m/min), f (0.30 mm/r) y a_p (1.5 mm). Estos resultados se muestran en la Tabla 4.9, para diferentes valores de v_c y a_p , así como de la muestra sin mecanizar. Estos resultados permitirán evidenciar la influencia del efecto térmico y mecánico que puedan tener las condiciones de corte aplicadas en el proceso de mecanizado.

Tabla 4.9. Valor medio de dureza superficial (HV 0.05) en función de v_c y f para $a_p = 1.5$ mm.

V_c (m/min)	f (mm/r)	HV (0.05)
40	0.05	181.77
	0.10	180.47
	0.20	179.90
	0.30	159.53
120	0.05	167.53
	0.10	154.87
	0.20	153.03
	0.30	147.23
Sin mecanizar		166.70

En la Figura 4.48 se representan gráficamente los resultados obtenidos para los diferentes valores de v_c y f , considerando $a_p = 1.5$ mm.

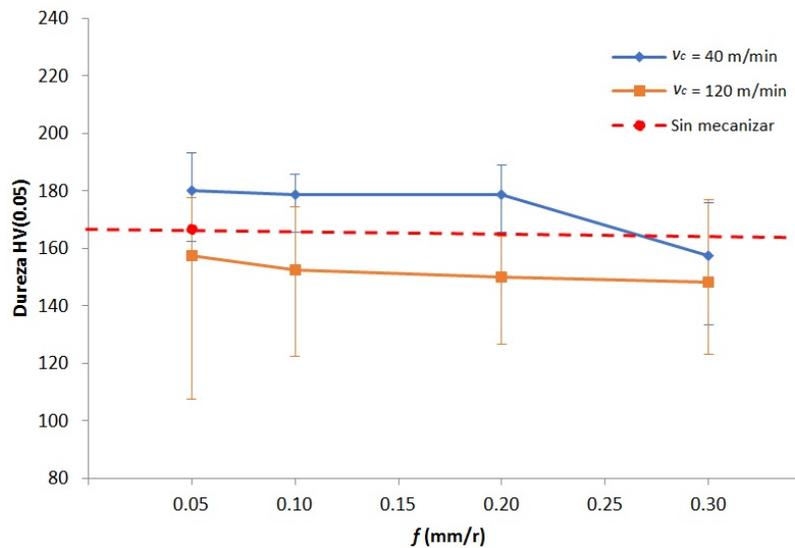


Figura 4.48. Microdureza superficial $HV = g(f)$ para diferentes valores de v_c , $a_p = 1.5$ mm

En esta ocasión, la combinación de un incremento de v_c y a_p , con respecto a las condiciones de corte analizadas con anterioridad, si ha mostrado un mayor variación de la microdureza superficial, observándose una clara influencia de v_c , en buen acuerdo a lo establecido en [34,42,49] para diferentes aleaciones de aluminio. Además, en esta ocasión el incremento de v_c ha originado una disminución de la microdureza superficial con respecto a la probeta sin mecanizar. Sin embargo, el incremento de a_p (1.5 mm), no ha sido suficiente para modificar de manera sensible el valor de la microdureza en el caso de $v_c = 40$ m/min, excepto para $f = 0.30$ mm/r, valor superior a los ensayos con anterioridad.

Por lo tanto, se puede considerar que el principal causante de una modificación de la microestructura del material es v_c que, combinado con mayores valores de a_p y f , hace más sensible dicha modificación, reduciendo el valor de la microdureza superficial. En este sentido, el efecto térmico del proceso de mecanizado a valores de $v_c = 120$ m/min

tiene más influencia que el efecto mecánico, generando una mayor modificación de la microestructura de la superficie, y, por tanto, una reducción de la dureza.

4.5.2. Ensayos de microdureza superficial tras proceso de corrosión por inmersión

Los procesos de corrosión afectan a las características superficiales de los materiales metálicos. Este efecto modifica las propiedades mecánicas y la topografía superficial de los materiales, dependiendo su estado final tanto de las características del proceso de corrosión como de las características superficiales iniciales de la muestra [50,51].

En este sentido, como se ha comentado en el apartado 4.4.1, el proceso de corrosión ha afectado negativamente tanto al parámetro Ra como a Rz del perfil de rugosidad de la superficie mecanizada, siendo f el parámetro de corte de mayor influencia. Además, el incremento de Rz se hace más notable que el de Ra , debido principalmente a la aparición de picaduras por el proceso de corrosión en la superficie del material.

En esta ocasión, el análisis de la microdureza superficial se ha realizado para una profundidad de corte de 1 mm, con diferentes valores de v_c y f . Además, una muestra de material sin mecanizar se ha sometido al proceso de corrosión por inmersión para su posterior análisis. En la Tabla 4.10 se muestra el valor medio de los ensayos de microdureza, realizados a piezas sometidas a corrosión, para diferentes condiciones de v_c y f , así como el de la muestra sin mecanizar.

Tabla 4.10. Valor medio de dureza superficial (HV 0.05) en función de v_c y f en probetas sometidas a corrosión

v_c (m/min)	f (mm/r)	HV (0.05)
40	0.05	183.85
	0.10	170.25
	0.15	147.43
	0.20	176.23
60	0.05	124.30
	0.10	129.78
	0.15	124.38
	0.20	121.30
80	0.05	119.80
	0.10	111.73
	0.15	133.60
	0.20	120.83
Sin mecanizar		130.68

En las Figuras 4.49 y 4.50 se representan los resultados de la microdureza de las piezas sometidas a corrosión para diferentes valores de v_c y f . El proceso de corrosión ha afectado negativamente a la microdureza superficial, reduciendo su valor, para todas las condiciones de corte utilizadas, así como para la muestra sin mecanizar.

Las muestras mecanizadas con altos valores de v_c (60-80 m/min) son las que se han visto más afectadas por el proceso de corrosión, mientras que para $v_c = 40$ m/min, de forma general, el efecto de la corrosión ha sido menos notable, independientemente de los valores de f .

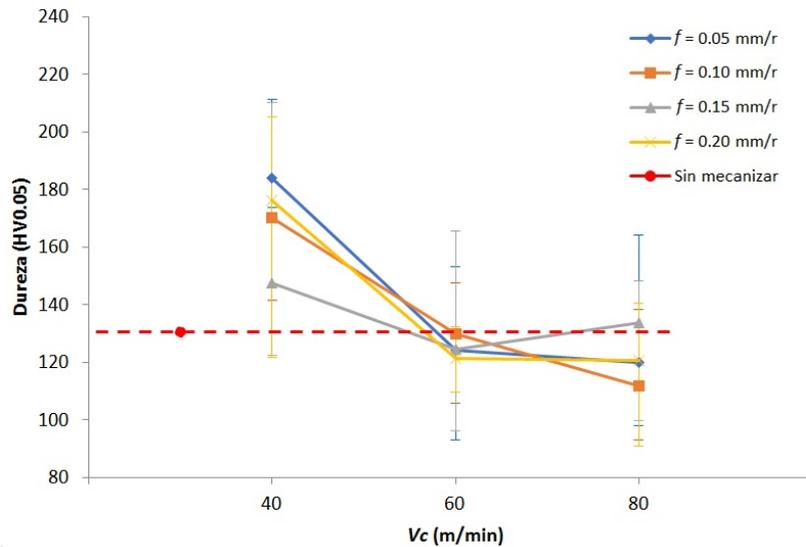


Figura 4.49. Microdureza superficial $HV = g(v_c)$ para diferentes valores de f en probetas sometidas a corrosión

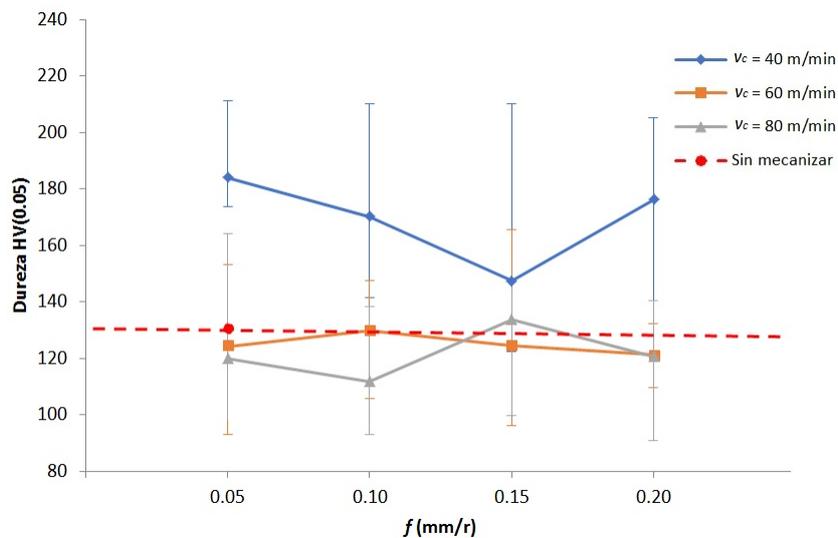


Figura 4.50. Microdureza superficial $HV = g(f)$ para diferentes valores de v_c en probetas sometidas a corrosión

Con respecto a la pieza sin mecanizar, ésta también se ha visto afectada negativamente por el proceso de corrosión, aunque dicho efecto ha sido menor que en las probetas con altas v_c (60-80 m/min).

En los ensayos de microdureza de las probetas previas al proceso de corrosión se observó que, para todas las muestras mecanizadas, la microdureza era superior a la muestra sin mecanizar (Figura 4.41). Sin embargo, una vez sometidas a corrosión, las muestras mecanizadas con $v_c = 60$ y 80 m/min, presentan menor dureza superficial que la muestra sin mecanizar, mientras que las probetas mecanizadas con $v_c = 40$ m/min, siguen manteniendo un mejor comportamiento a microdureza que la muestra sin mecanizar.

Como se observa en la Figura 4.44, la microdureza está fuertemente influenciada por v_c , reduciendo su valor, independientemente a los diferentes valores de f estudiados. Esta reducción se hace más evidente al paso de 40 a 60 m/min, mientras que de 60 a 80 m/min, la variación es mucho menos sensible. Por lo tanto, los mejores resultados de microdureza se han obtenido para $v_c = 40$ m/min.

La influencia de f no es tan clara como la obtenida para v_c , tendiendo a mantenerse constante a altos valores de v_c (60-80 m/min), tal como se observa en la Figura 4.45. Para $v_c = 40$ m/min, se identifica una reducción de la microdureza con el incremento de f en un rango de 0.05 a 0.15 mm/r, mejorando su comportamiento para $f = 0.20$ mm/r.

Otro aspecto a tener en cuenta es la dispersión de las medidas obtenidas para los diferentes ensayos. Los resultados presentan una alta dispersión en las probetas mecanizadas. Esto es debido a que no toda la superficie se encuentra afectada de la misma forma. Dado que el proceso de corrosión se realizó con una concentración constante de NaCl y que se evitó una posible estratificación al colocar una bomba de circulación, la dispersión se deberá principalmente a que las concentraciones de los aleantes que forman parte de la matriz de aluminio se encuentran distribuidos de forma aleatoria, concluyendo que toda la superficie no se encuentra afectada de forma homogénea. Además, el acabado superficial también es otro elemento a tener en cuenta en la dispersión de las medidas, ya que las irregularidades de la superficie puede originar que la penetración se realice sobre una zona valle o pico, obteniéndose menores o mayores valores de microdureza, respectivamente, aunque este hecho pueda ser menos significativo, ya que un aumento de Ra con f no ha mostrado un aumento tan significativo, en función de f , sobre la dispersión de los resultados, como puede observarse en las muestras previas al proceso de corrosión (Figura 4.46).

Diferentes autores han establecido que el efecto de la corrosión depende de las características superficiales de la muestra previo al proceso corrosivo [32,52]. Es por ello que en las Figuras 4.51 y 4.52 se muestran los valores de Ra de cada una de las muestras ensayadas en función de v_c y f , considerando además el valor de Ra obtenido para la muestra sin mecanizar.

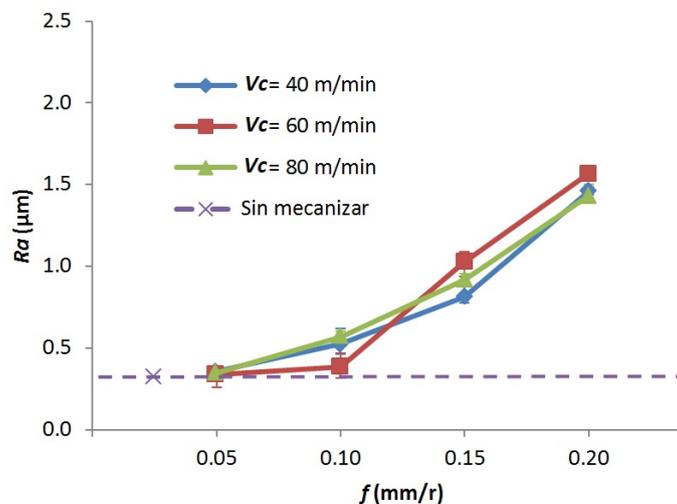


Figura 4.51. Valor medio de rugosidad superficial, $Ra = g(f)$, en función de v_c de las probetas para ensayos a microdureza, previo a corrosión

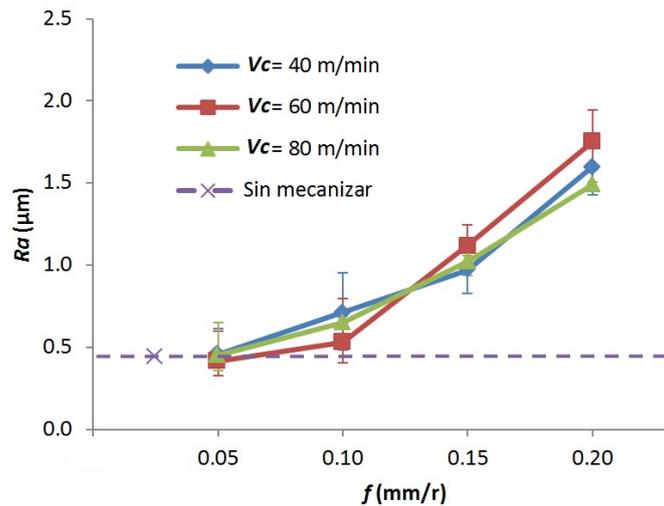


Figura 4.52. Valor medio de rugosidad superficial, $Ra = g(f)$, en función de v_c , de las probetas para ensayos a microdureza, posterior a corrosión

Como se observa en dichas gráficas, f es el parámetro con mayor influencia sobre los valores de Ra , mientras que la variación de v_c apenas afecta, tanto para las muestras obtenidas previas a un proceso de corrosión como una vez corroídas. Además, se observa el efecto negativo del proceso de corrosión sobre Ra .

Por lo tanto, la topografía de las muestras previas al mecanizado no se puede considerar un elemento de gran influencia en la microdureza de piezas corroídas, dentro del rango de valores estudiado para esta aleación. En el caso de que así lo fuera, f tendría que mostrar una mayor influencia sobre los valores de microdureza obtenidos, afectando negativamente un aumento de f . Este hecho, como se ha comentado con anterioridad, no se ha podido evidenciar, manteniéndose prácticamente constante. Por tanto, se considera necesario completar la justificación no solo basado en valores de rugosidad superficial [32,52].

Los resultados experimentales muestran que v_c es el parámetro de mayor influencia, generando un incremento de v_c mayores modificaciones sobre la microdureza, por lo tanto, será necesario considerar otras variables que pueden formar parte del proceso de corrosión, tales como la microestructura superficial de la probeta o la aparición de tensiones residuales.

En este sentido, las tensiones residuales deberán ser un elemento a tener en cuenta, debido a que el proceso de corrosión se vería afectado negativamente, en lo que la bibliografía determina como proceso de corrosión bajo tensión [53], dejándose su estudio para futuras investigaciones.

Finalmente, del análisis realizado se puede considerar que f tiene menor influencia que v_c . Dada la mayor influencia de f sobre Ra y Rz , no se puede establecer una relación directa entre microdureza, antes y después de corrosión, con la topografía de las probetas. Por otra parte, si se observa una ligera mayor influencia de v_c . Al no depender Ra y Rz tanto de este valor, habrá que buscar otras variables de influencia, tales como las tensiones residuales, no objeto de esta Tesis Doctoral.

4.5.3. Ensayos de resistencia a la tracción

Otra de las propiedades mecánicas de interés en la fabricación de componentes estructurales para aeronaves es la resistencia a la tracción. Para ello, en esta Tesis Doctoral se ha evaluado la posible influencia de los parámetros de corte (v_c , f y a_p) sobre la resistencia a tracción. Además, se ha analizado el comportamiento de una muestra de material de partida, con objeto de evaluar la influencia que el proceso de mecanizado pueda tener sobre esta propiedad.

En las Figuras 4.53 y 4.54 se representan las curvas de tensión-deformación para las muestras mecanizadas con $v_c = 40$ m/min, considerando dos valores de a_p (0.5 y 1.0 mm), para diferentes valores de f (0.05-0.30 mm/r).

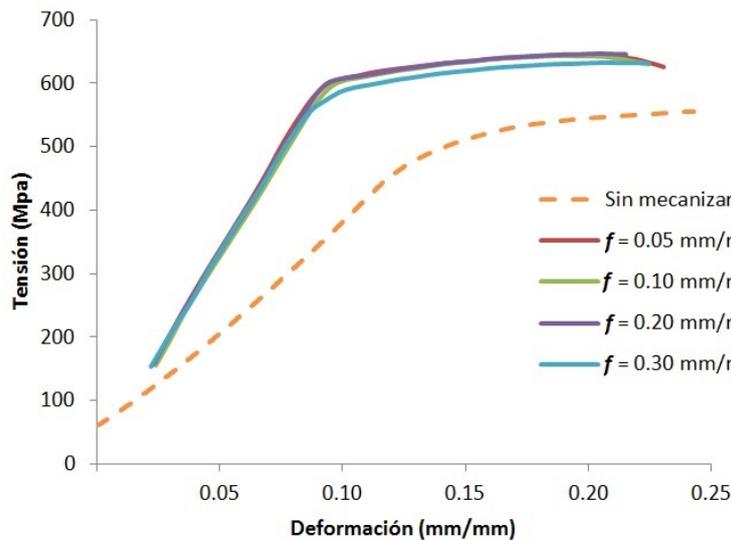


Figura 4.53. Curva tensión-deformación para diferentes f , $v_c = 40$ m/min, $a_p = 0.5$ mm

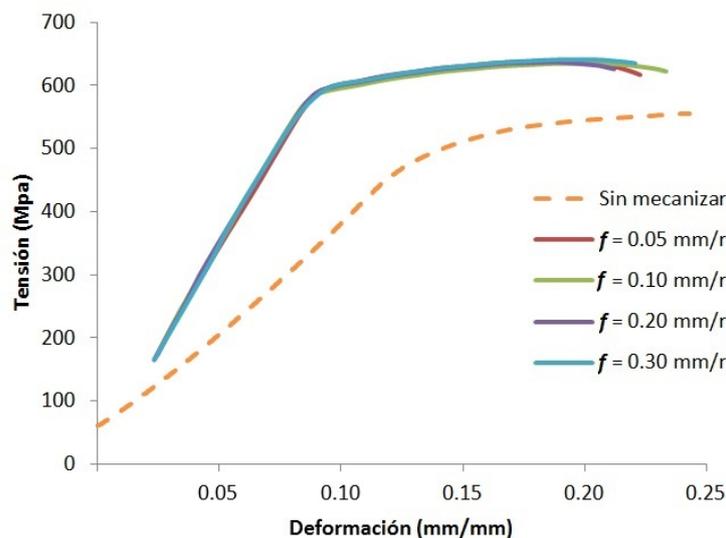


Figura 4.54. Curva tensión-deformación para diferentes f , $v_c = 40$ m/min, $a_p = 1.0$ mm

Como puede observarse en ambas figuras, el mecanizado ha afectado positivamente a la resistencia de tracción del material, en todo el intervalo de tensiones aplicadas hasta la rotura, para cualquiera de las combinaciones de a_p y f . Además, f no muestra influencia sobre la resistencia a tracción del material, como así lo indica el

solapamiento observado, en todo el intervalo de tensiones aplicadas, de las curvas de tensión-deformación para los diferentes valores de f analizados. Igual ocurre con la variación de a_p , en la que el paso de 0.5 mm a 1.0 mm solo muestra pequeñas modificaciones, que pueden considerarse poco significativas.

La pendiente de deformación elástica de las probetas mecanizadas es mayor que aquellas sin mecanizar, por lo que el módulo de elasticidad (módulo de Young) del material tiende a aumentar. Además, el límite elástico del material también ha aumentado debido a la operación de mecanizado, ocurriendo lo mismo con la tenacidad. Sin embargo, el material sin mecanizar presenta una mayor capacidad de deformarse elásticamente, que las muestras mecanizadas. Estos resultados se deben al endurecimiento superficial originado en el proceso de mecanizado, como se ha analizado en el apartado anterior. Este endurecimiento obliga a generar mayores esfuerzos para poder deformar el material, aumentando por tanto su módulo elástico.

Las curvas de tensión-deformación obtenidas para $v_c = 80$ m/min, con valores de a_p de 0.5 y 1.0 mm, y para los diferentes valores de f (0.05-0.20 mm/r), se muestran en las Figuras 4.55 y 4.56.

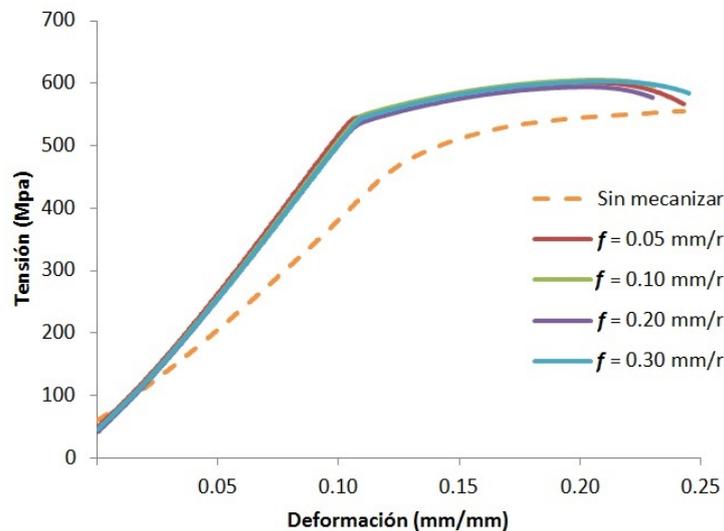


Figura 4.55. Curva tensión-deformación para diferentes f , $v_c = 80$ m/min, $a_p = 0.5$ mm

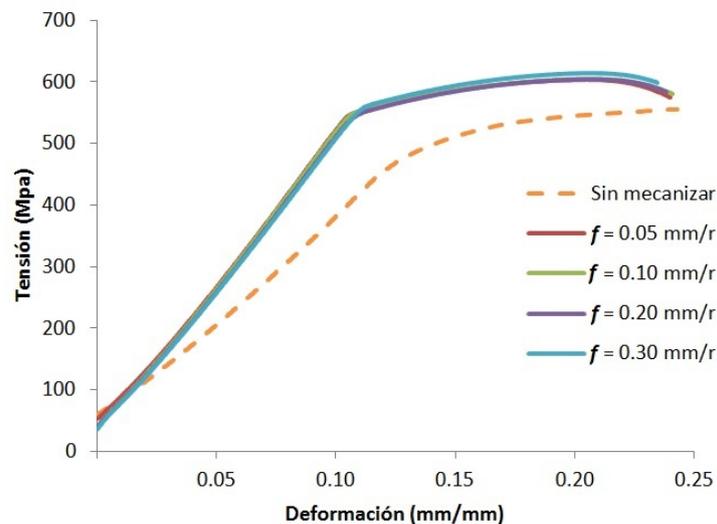


Figura 4.56. Curva tensión-deformación para diferentes f , $v_c = 80$ m/min, $a_p = 1.0$ mm

En este caso, se observa un ligero aumento de la deformación elástica del material al aumentar v_c , aunque sigue presentando un mejor comportamiento a tracción que la muestra sin mecanizar. Bajo esta consideración, el incremento de v_c ha reducido el valor del módulo elástico del material, la tenacidad y el límite de deformación elástico, mientras que se observa un aumento de capacidad de deformación elástica con respecto a $v_c = 40$ m/min. Esta evolución se debe al endurecimiento de la muestra una vez mecanizado que, como se ha analizado con anterioridad, el incremento de v_c reduce la microdureza superficial debido a un incremento en los efectos térmicos del mecanizado, reduciendo, por tanto, los esfuerzos necesarios para deformar el material.

Igual que para $v_c = 40$ m/min, en esta ocasión ($v_c = 80$ m/min), f no ha mostrado prácticamente ninguna influencia sobre la resistencia a la tracción, quedando las curvas de tensión-deformación solapadas al variar el valor de f . Similar conclusión se puede alcanzar para la variación de a_p .

Este hecho puede relacionarse a partir de los valores obtenidos en la microdureza superficial, sobre la que v_c era el parámetro de mayor influencia. Por lo tanto, es la modificación de la microestructura del material, en las capas más superficiales durante el mecanizado, el parámetro de mayor influencia sobre las variaciones de la relación tensión-deformación, siendo el efecto de la rugosidad superficial (Ra) prácticamente despreciable, ya que no se observa una clara variación en función de f .

Finalmente, en la Tabla 4.11 se indican el valor medio de la tensión última de servicio o tensión de rotura (Ultimate Tensile Stress, UTS) para las diferentes muestras ensayadas, así como de la muestra sin mecanizar.

Estos resultados se representan en la Figura 4.57, en función de f , para diferentes valores de v_c y a_p aplicados durante el mecanizado. Como puede observarse, los valores de f y a_p no muestran una clara influencia en los valores de UTS obtenidos. Sin embargo, el aumento de v_c (de 40 a 80 m/min) ha reducido su valor.

Para $a_p = 0.5$ mm se observa, para ambos valores de v_c (40-80 m/min), que en un rango de f de 0.05 a 0.15 mm/r el valor medio de UTS permanece prácticamente constante, mientras que para $f = 0.20$ mm/r se observa una reducción y un aumento de UTS, respectivamente.

Sin embargo, para $a_p = 1.0$ mm no se observa tendencia clara en todo el rango de f estudiado, generando oscilaciones de UTS conforme aumenta f , debido principalmente a que estas variaciones son poco significativas (≈ 20 MPa).

La operación de mecanizado ha originado una UTS mayor al obtenido en la muestra sin mecanizar. Este hecho está en buen acuerdo con los resultados obtenidos por Gómez-Parra en [8,10] para la aleación de aluminio UNS A92024.

Además, otros estudios [8,10] indican que aquellas muestras con mayor v_c y f han presentado mejor valor de UTS, afectando positivamente un mejor acabado superficial de la muestra a realizar en el ensayo a tracción. En [8] se realizan los ensayos para v_c con valores comprendidos entre 40 y 100 m/min, mientras que en [10] v_c oscila entre valores de 10 a 40 m/min, en un mismo rango de valores de f . Esto se opone a los resultados obtenidos para la aleación UNS A97075, en la que, como se ha comentado, un incremento de v_c afecta negativamente al valor de UTS.

Tabla 4.11. Valor medio de UTS en función de v_c , f y a_p

v_c (m/min)	a_p (mm)	f (mm/r)	UTS (MPa)
40	0.5	0.05	644.56
		0.10	643.67
		0.20	646.64
		0.30	632.36
	1.0	0.05	640.11
		0.10	631.49
		0.20	631.03
		0.30	642.86
80	0.5	0.05	601.31
		0.10	605.81
		0.20	594.65
		0.30	603.74
	1.0	0.05	603.82
		0.10	605.12
		0.20	604.69
		0.30	614.53
Sin mecanizar			557.46

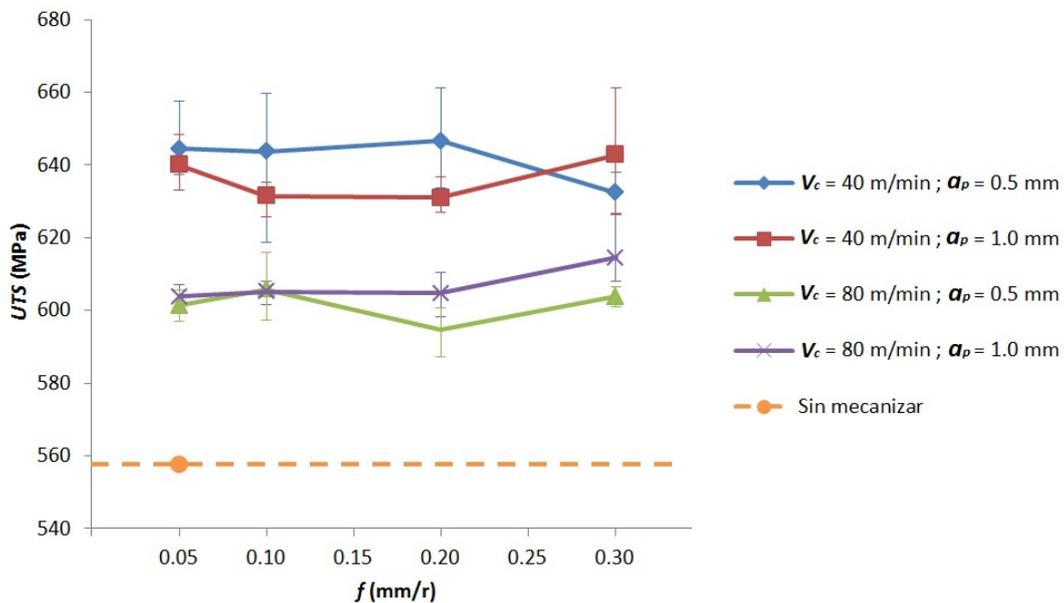


Figura 4.57. Valor medio de UTS, $UTS = g(f)$, para diferentes valores de v_c y a_p .

Sin embargo, teniendo en consideración el estudio realizado por J. Lu en [54], al someter a una muestra a un tratamiento con mayor temperatura, el valor de UTS se ha visto reducido. Este hecho justifica que al aumentar los valores de v_c , el efecto térmico sobre la superficie del material se hace más notable, ya que aumenta la temperatura del proceso [55], reduciendo por tanto el valor de UTS.

Finalmente, indicar que no se ha encontrado una influencia significativa de los parámetros de corte sobre la resistencia a la tracción de las muestras, una vez mecanizadas. En todos los casos el mecanizado mejora ligeramente esta propiedad, debido al endurecimiento por deformación plástica de la superficie. Además, una vez mecanizadas las piezas, solo se ha observado una reducción de la UTS al incrementar v_c .

4.5.4. Ensayos de comportamiento a fatiga por flexión rotativa

Una de las propiedades mecánicas de mayor interés en la industria, y en particular en la aeronáutica, es el comportamiento a fatiga de los materiales. Esto se debe a que la falta de capacidad portante del material se ve reducida cuando se encuentra sometida a cargas cíclicas, superiores al límite elástico e inferiores a la tensión de rotura del material. Además, la existencia de cierta aleatoriedad en el resultado de los ensayos del comportamiento a fatiga del material, dificulta aún más su estudio.

Para su análisis, en esta Tesis Doctoral se han realizado un total de 192 ensayos de fatiga por flexión rotativa, en probetas mecanizadas con diferentes valores de parámetros de corte (v_c , f) realizadas en la operación de acabado, y con la aplicación de diferentes cargas (S) sobre la probeta a ensayar. En este capítulo se presentan y discuten los resultados obtenidos para cada uno de ellos, realizando un análisis de cómo las condiciones superficiales de las probetas mecanizadas afectan al comportamiento a fatiga del material estudiado.

En primer lugar, dada la importancia y elevadas exigencias que la norma ISO 1143:2010 [56] establece sobre las desviaciones geométricas (a escala macro y micro), se realiza una recapitulación sobre los resultados obtenidos para estas desviaciones en epígrafes previos, con objeto de facilitar la interpretación de los resultados de los ensayos a fatiga. A continuación, se realiza un análisis de la fractografía en diferentes secciones de fractura de las probetas, obtenidas tras estos ensayos.

Finalmente, se proponen diferentes modelos paramétricos que permiten relacionar el comportamiento a fatiga con los parámetros de corte utilizados. Dicho análisis se repetirá considerando el lugar donde se ha originado la fractura del material, proponiendo nuevos modelos paramétricos en función de las modificaciones realizadas.

4.5.4.1 Análisis de las desviaciones macro y microgeométricas en las probetas para ensayos a fatiga por flexión rotativa

Según las especificaciones de la norma ISO 1143:2010 [56] para ensayos a fatiga por flexión rotativa, en el estudio del comportamiento a fatiga se establecen un conjunto de restricciones en cuanto a desviaciones macrogeométricas (cilindricidad y concentricidad) y en cuanto a desviaciones microgeométricas (Ra). Esto es debido a que las desviaciones geométricas pueden afectar al comportamiento a fatiga del material. En ella se establece una máxima desviación de cilindricidad (CYL) de 20 μm , de concentricidad (CON) de 15 μm y una rugosidad superficial (Ra) máxima de 0.32 μm , todas ellas evaluadas en la zona calibrada de la probeta de fatiga (Figura 4.58).

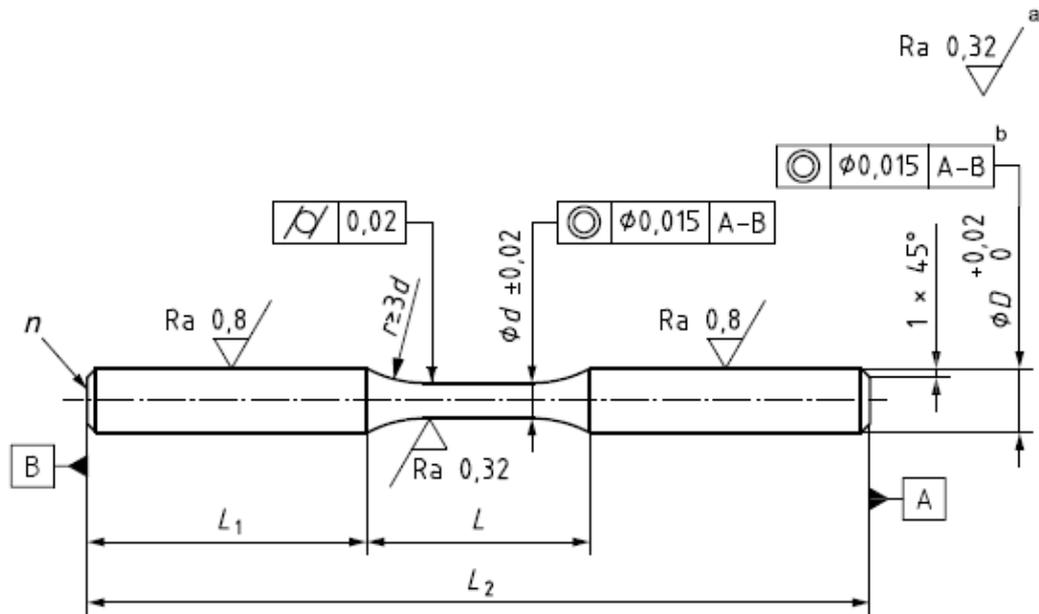


Figura 4.58. Restricciones geométricas indicadas por la norma ISO 1143:2010 [56]

Los resultados obtenidos tras la medición de dichas desviaciones (valor medio obtenido de todas las muestras) se indican en la Tabla 4.12.

Tabla 4.12. Valores medios de desviaciones geométricas obtenidos en la zona calibrada para su comparación con los valores exigidos en la norma ISO 1143:2010

V_c (m/min)	f (mm/r)	Ra (μm)	CON (μm)	CYL (μm)
40	0.05	0.38	5.05	19.41
	0.10	0.63	6.86	35.09
	0.15	1.15	8.14	48.19
	0.20	1.54	15.92	41.64
60	0.05	0.38	5.55	12.19
	0.10	0.59	8.56	49.98
	0.15	0.86	9.82	20.93
	0.20	1.49	24.54	90.96
80	0.05	0.42	3.63	31.74
	0.10	0.55	7.53	40.23
	0.15	1.03	31.18	62.86
	0.20	1.58	5.83	94.21

A partir de los resultados obtenidos se puede constatar que las muestras a ensayar presentan una rugosidad (Ra) superior a lo exigido por la norma en todo el rango de parámetros de corte utilizados (v_c , f). De forma general también ocurre sobre la desviación de CYL , ya que únicamente combinaciones de bajos valores de v_c y de f ($f = 0.05$ mm/r, $v_c = 40$ y 60 m/min), se encuentran dentro del rango de valores requeridos por la norma. Sin embargo, en cuanto a la desviación de CON , únicamente a altas combinaciones de v_c y f ($v_c = 60$ m/min, $f = 0.20$ mm/r y $v_c = 80$ m/min, $f = 0.15$ mm/r) se han obtenido valores que se encuentren fuera de la norma. Por lo tanto, a la hora

de analizar el comportamiento a fatiga del material, se considerará necesario evaluar la influencia tanto de Ra como de CYL .

Es importante tener en cuenta, que los parámetros de corte utilizados en la presente Tesis Doctoral, son de aplicación en la actividad industrial, generándose por tanto desviaciones geométricas (CON , CYL) que se encuentran dentro de los límites de tolerancia admitidas por el fabricante, sin embargo, estas desviaciones se encuentran alejadas de las exigencias de la norma. En este sentido, la norma pretende establecer el comportamiento a fatiga de materiales metálicos aislando el mayor número de variables posibles, entre las que se encuentran las desviaciones geométricas. Por lo tanto, es propósito de esta investigación evaluar cómo estas desviaciones afectan al comportamiento a fatiga del material, siendo este análisis uno de los objetivos principales de esta Tesis. Hay que tener en cuenta que este tipo de estudios, en los que se requiere un número elevado de ensayos y mediciones, es altamente demandado por la industria.

4.5.4.2 Análisis fractográfico

Además del análisis de aspectos geométricos de cada una de las probetas, se ha caracterizado la superficie de la fractura por fatiga obtenida en éstas, utilizando para ello técnicas de espectroscopía óptica (SOM). Esta caracterización incluye la identificación de las tres fases en las que se produce la rotura por fatiga de un material: iniciación y nucleación de microgrietas (iniciación de grieta), crecimiento de grieta y rotura dúctil del material (Figura 4.59).

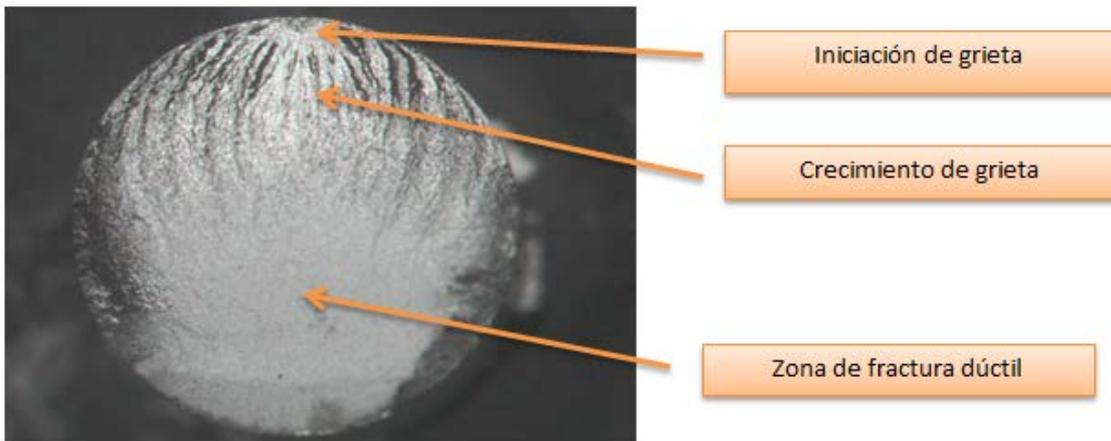


Figura 4.59. Caracterización de la superficie de fractura por fatiga

La Figura 4.60 muestra un ejemplo de la superficie de fractura para probetas ensayadas con diferentes cargas. Estas probetas se mecanizaron con valores de $v_c = 80$ m/min y $f = 0.20$ mm/r, siendo éstas las condiciones más severas aplicadas en el mecanizado. Como se puede observar, el mecanismo de aparición y crecimiento de grieta es muy similar en todas ellas, independientemente de la carga (S) aplicada en el ensayo. Sin embargo, la superficie de la zona de fractura dúctil tiende a aumentar conforme se ha incrementado el valor de S .

Por otro lado, se pueden observar bandas de forma arqueada sobre la superficie de la fractura, correspondientes a ondulaciones superficiales. Esto es debido a que el crecimiento de grieta es transgranular [57].

En referencia a las características obtenidas en la superficie de fractura por fatiga en función de otros valores de los parámetros de corte v_c y f , no se ha observado un diferente comportamiento que pueda indicar una influencia de éstos sobre el mecanismo de aparición de grieta. Por lo tanto, en los diferentes casos ensayados, de forma general, se puede considerar que la aparición de grieta se origina en un punto a partir del cual, debido a la continuidad de aplicación de las cargas sobre la probeta, la grieta tiende a crecer hasta que la sección restante del material no es capaz de soportar la carga [58].

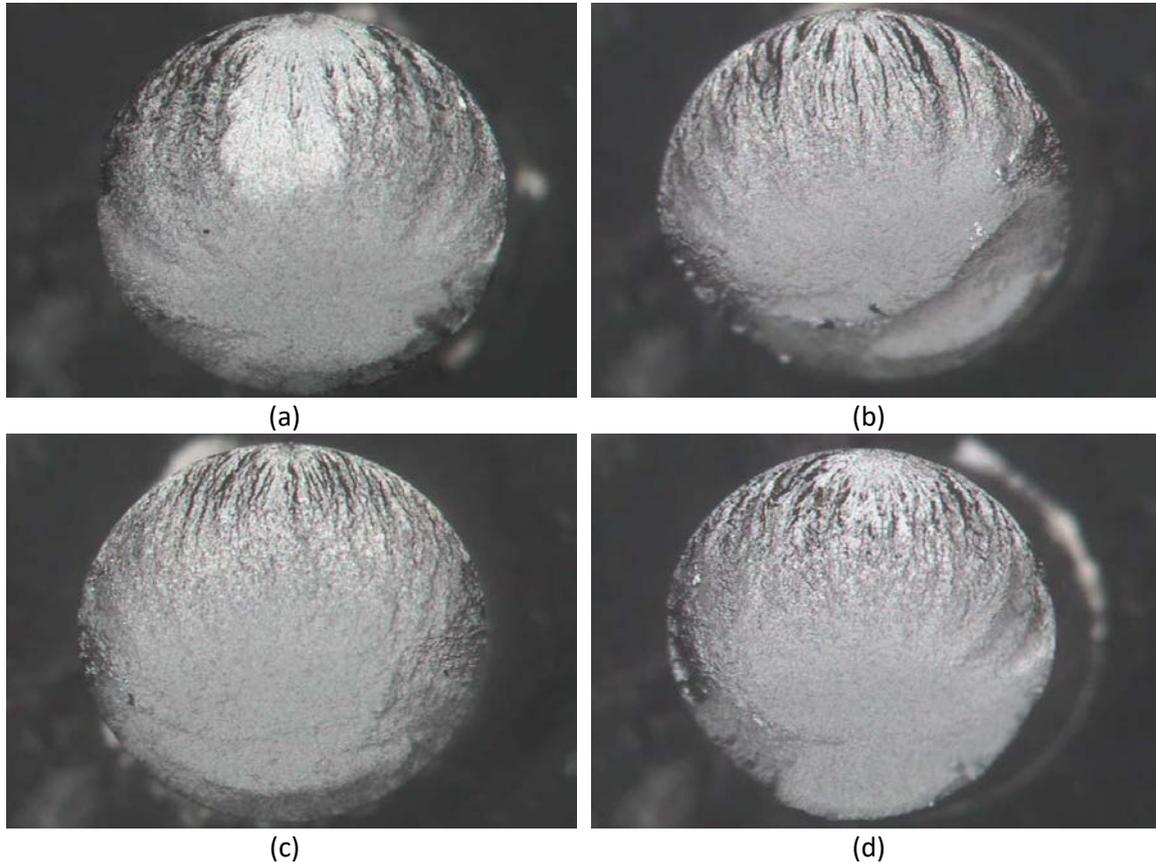


Figura 4.60. Imágenes de la superficie de fractura mediante técnicas SOM: (a) $S = 244$ MPa; (b) $S = 257$ MPa; (c) $S = 270$ MPa; (d) $S = 283$ MPa

Únicamente, en dos probetas se ha observado que la aparición de la grieta se ha originado en varios puntos de la superficie, generándose diferentes frentes de crecimiento de grieta que, de forma similar a las anteriores, crecen hasta que la sección de la probeta no es capaz de soportar la carga y rompe por fractura frágil (Figura 4.61). Ambas probetas se obtuvieron para la carga aplicada de mayor valor ($S = 283$ MPa). Sin embargo, considerando que el número de ensayos realizados con la misma carga ha sido muy elevado (48 ensayos) y que se han obtenido para diferentes condiciones de corte ($v_c = 40$ m/min, $f = 0.05$ mm/r; $v_c = 80$ m/min, $f = 0.20$ mm/r), este hecho se puede considerar como una singularidad, incluida dentro de la cierta aleatoriedad que presentan los materiales en el comportamiento a fatiga. Además, indicar que en ninguna de estas muestras se obtuvieron comportamientos a fatiga (número de ciclos, N) que alejados de los del resto de muestras con similares características.

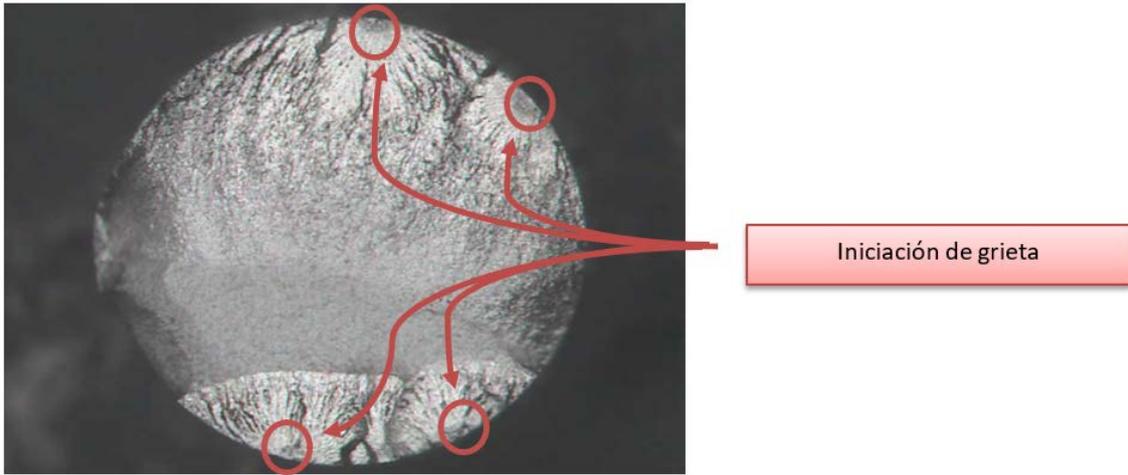


Figura 4.61. Imagen SOM (13X) de superficie de fractura por fatiga con varios puntos de inicio de grieta ($v_c = 80$ /min, $f = 0.20$ mm/r)

4.5.4.3 Análisis de los resultados experimentales y modelos paramétricos.

Se han aplicado un total de 4 cargas diferentes, en las distintas probetas mecanizadas, para cada una de las combinaciones de corte (v_c , f) indicadas en la metodología experimental. Para el análisis del comportamiento a fatiga se ha relacionado la carga aplicada (S), correspondiente al valor calculado para la zona estimada de rotura, con el número de ciclos (N) obtenido en el ensayo. Los resultados obtenidos se muestran en la Tabla 4.13.

Tabla 4.13. Valor medio de N en función de S , para cada uno de los valores de v_c y f

V_c (m/min)	f (mm/r)	$S = 244$ MPa	$S = 257$ MPa	$S = 270$ MPa	$S = 283$ MPa
		N (Número de ciclos)			
40	0.05	4028316	1212637	375074	218773
	0.10	701342	417577	513941	165101
	0.15	431752	451026	216678	159241
	0.20	374258	288028	248910	106587
60	0.05	536318	190081	244591	153162
	0.10	1699211	880599	212533	203197
	0.15	809830	306887	229951	126085
	0.20	424478	301501	221418	127526
80	0.05	449911	273206	250782	161643
	0.10	407227	224632	171600	108431
	0.15	239142	196020	155762	79527
	0.20	328222	208515	148266	102684

La totalidad de los resultados de los ensayos se representan en las Figuras 4.56 a 4.58, donde se representa el número de ciclos en función de v_c y f , para cada uno de los valores de tensión aplicados durante los ensayos.

Como puede observarse en las diferentes figuras, un incremento de S ha originado, en todos los casos, una reducción de N , para cualquiera de las combinaciones de parámetros de corte (v_c, f) ensayados. Este resultado era de esperar, ya que una mayor S origina un aumento de la sección de rotura dúctil y, por lo tanto, las probetas rompen a un número de ciclos menor cuanto mayor sea S .

Además, los resultados muestran una clara influencia de los parámetros de corte (v_c, f) en el comportamiento a fatiga (N) para cada una de las cargas aplicadas en los ensayos de flexión rotativa. Se puede observar que, de forma general, un crecimiento de v_c y f , afecta negativamente al comportamiento a fatiga del material (disminuye N). De este modo, una combinación de altos valores de f y de v_c ha presentado los peores resultados en cuanto a comportamiento a fatiga.

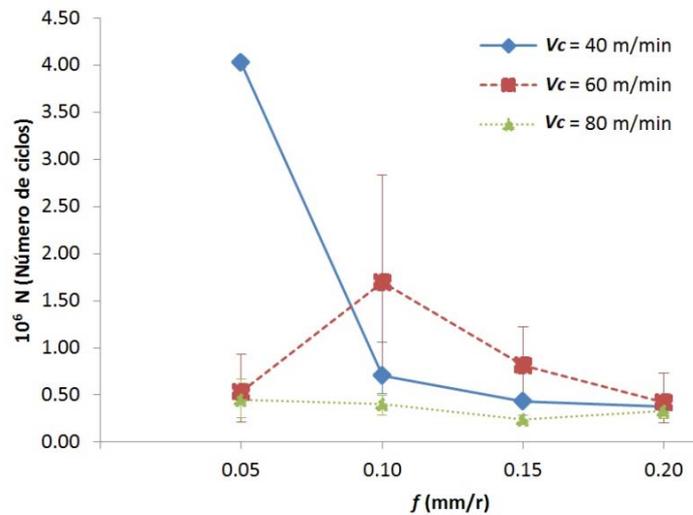


Figura 4.62. Número de ciclos, $N = g(f)$, para diferentes valores de v_c , $S = 244$ MPa

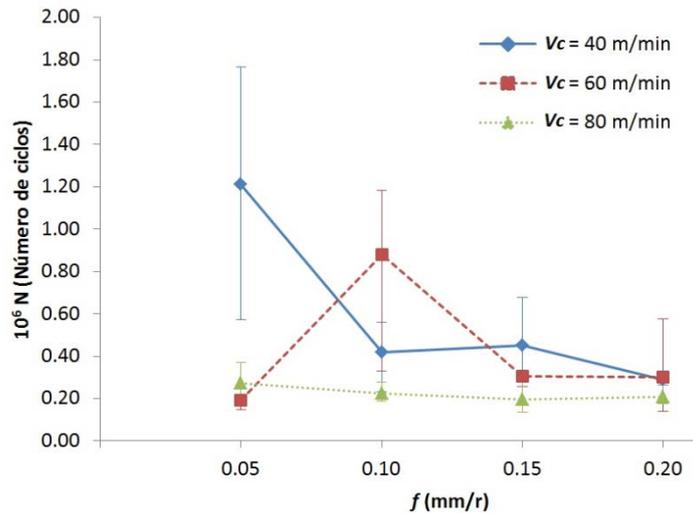


Figura 4.63. Número de ciclos, $N = g(f)$, para diferentes valores de v_c , $S = 257$ MPa

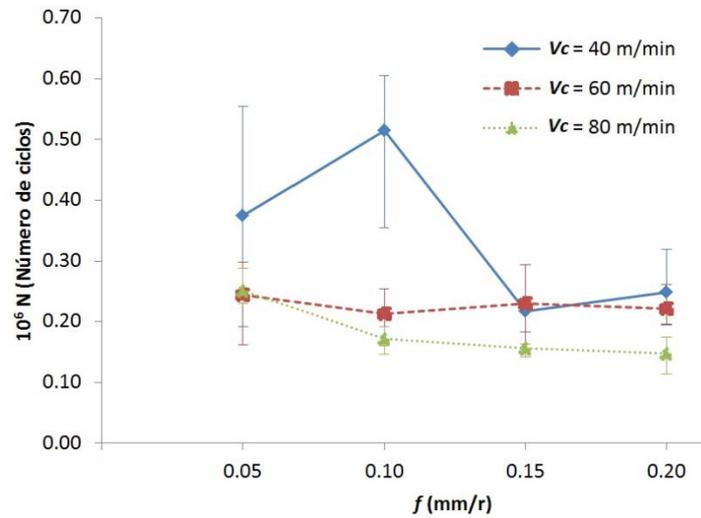


Figura 4.64. Número de ciclos, $N = g(f)$, para diferentes valores de v_c , $S = 270$ MPa

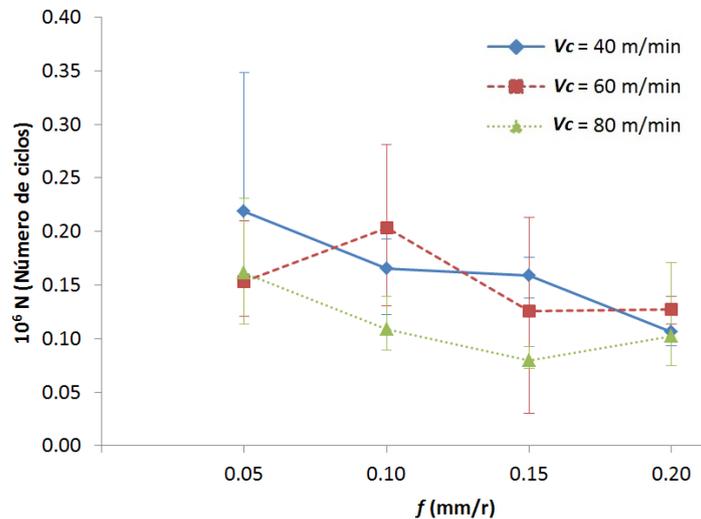


Figura 4.65. Número de ciclos, $N = g(f)$, para diferentes valores de v_c , $S = 283$ MPa

Para $v_c = 40$ m/min, se puede observar un mayor descenso N en el rango de valores bajos f (0.05-0.10 mm/r) que en el rango de altos valores de f (0.15-0.20 mm/r). Este hecho es más notable cuando se han aplicado bajas S (244 y 257 MPa), mientras que para mayores valores esta tendencia se ve más suavizada. Sin embargo, para mayores valores de v_c (60-80 m/min), la reducción de N conforme aumenta f , es más suavizada.

En el caso de $v_c = 60$ m/min, se observa que, para diferentes cargas, el paso de 0.05 mm/r a 0.10 mm/r ha generado un incremento en el valor de N , reduciéndose conforme va aumentando el valor de f (0.15-0.20 mm/r). Este hecho se ha repetido para $v_c = 40$ m/min con $S = 270$ MPa.

Para el máximo valor de v_c (80 m/min) la evolución de N con respecto a f , aunque presenta una tendencia a reducir N conforme aumenta f , es más suavizada que con valores de v_c menores.

Teniendo en cuenta el aumento de S , tanto la influencia de v_c como la de f parece verse reducida, cobrando mayor importancia el incremento de S frente a la variación de los parámetros de corte. Además, de entre los parámetros de corte estudiados, v_c

parece ser el parámetro de mayor influencia en el comportamiento a fatiga del material.

Para justificar estos resultados, es importante tener en cuenta las fases de rotura a fatiga de un material. En el caso de las operaciones de mecanizado, las modificaciones que causan las variaciones de los parámetros de corte (v_c , f) se originan en la superficie del material mecanizado, hasta una profundidad aproximada de 0.25 mm, con lo que el proceso de mecanizado únicamente afectará a la etapa inicial de creación y nucleación de microgrietas, que se origina en la superficie del material, siendo las otras dos etapas (crecimiento de grieta y fractura dúctil del material) independientes de la operación de mecanizado, sólo influidas por las propiedades estructurales del material en capas más profundas.

Como se indicó en la evaluación de propiedades que afectan a la integridad superficial, los parámetros de corte han resultado variables que influyen sobre ella, por lo que en el comportamiento a fatiga también debería manifestarse su influencia.

Con respecto a f , se ha visto que es el parámetro de corte que más influencia ha presentado en el acabado superficial de la pieza mecanizada (Ra), donde el aumento de su valor ha originado una mayor irregularidad sobre la superficie de la pieza. Respecto a la influencia de estas irregularidades sobre el proceso de generación y crecimiento de grieta, diferentes autores las han considerado como un factor de concentración de tensiones [59,60], siendo los valles originados los principales puntos de aparición de microgrietas. Por tanto, un aumento de la irregularidad superficial (a mayores valores de f) da lugar a que el comportamiento a fatiga se vea afectado negativamente. Como se ha comentado en el análisis de las propiedades microgeométricas, el aumento de v_c también afecta negativamente al acabado superficial, aunque en menor medida que f , por lo que también se deberá tener en cuenta su influencia.

Por otro lado, en el análisis de la microdureza superficial y de la resistencia a tracción, se ha observado que el proceso de mecanizado ha influido favorablemente sobre ambas propiedades, dentro del rango de valores de corte estudiados. En ambos análisis se ha concluido que v_c es el parámetro que mayor influencia ha presentado sobre ambas propiedades mecánicas, siendo menos influyente en el caso de la microdureza, viéndose afectadas negativamente por un incremento en su valor. En esta ocasión, las modificaciones observadas se han justificado a partir de un cambio en la microestructura superficial que ha presentado el material una vez mecanizado. Por lo tanto, como el crecimiento de v_c tiene un efecto negativo sobre las propiedades de microdureza superficial y resistencia a la tracción, reduciendo el límite elástico, la tenacidad y la UTS, el comportamiento a fatiga también debería verse afectado negativamente.

Además, aunque no ha sido objeto de estudio en esta Tesis Doctoral, las tensiones residuales originadas por el mecanizado en la superficie de la pieza mecanizada son una propiedad a tener en cuenta [59,61–63]. A este respecto, en el rango de v_c estudiados, en [49] se observa un aumento de las tensiones residuales generadas sobre la superficie por la operación de torneado, conforme aumenta v_c , para la aleación UNS A97075. Este hecho se justifica con un incremento de temperatura en el

proceso de corte, como se ha comentado con anterioridad para el caso de la microdureza y la resistencia a la tracción.

En diversos estudios se justifica que las tensiones residuales ejercen un efecto negativo en el comportamiento a fatiga del material [59,61,64], si bien es cierto que dicha justificación se realiza para aleaciones diferentes a la objeto de estudio. También es necesario tener en cuenta, que el valor de las tensiones residuales varía en función de la profundidad a la que se encuentren de la superficie, no cambiando únicamente su valor sino también su signo, pudiendo pasar a representar tensiones residuales de tipo compresivo o de tracción. Conviene indicar que las tensiones compresivas mejorarían el comportamiento a fatiga y las de tracción generarían un efecto negativo, tal como se indica en [8] para la aleación de aluminio UNS A92024.

Independientemente del valor y signo de las tensiones residuales que hayan podido originarse durante el mecanizado de las probetas ensayadas en este estudio, los resultados experimentales obtenidos están en buen acuerdo con el resultado del comportamiento a fatiga obtenido en los anteriores estudios analizado. Por lo tanto, el aumento de los parámetros de corte (v_c, f) afecta negativamente al comportamiento a fatiga (reduciendo N) del material, en el rango de parámetros de corte ensayados.

En el estudio del comportamiento a fatiga de los materiales, la forma habitual de representarlo es a partir de las curvas S-N (curvas de Whöler). En la norma ISO 12107:2012 [65] se establece que estos modelos presentan la forma indicada en la Ecuación 4.2:

$$S = C \cdot N^\alpha \tag{4.2}$$

Donde C y α son valores constantes. En la Tabla 4.14 se muestran los valores obtenidos para las constantes indicadas en la Ecuación 4.2. Estos valores se indican para cada uno de los parámetros de corte (v_c, f) utilizados en el proceso experimental. Además, se ha incluido el valor del ajuste (R^2).

Tabla 4.14. Coeficientes del modelo S-N

V_c (m/min)	f (mm/r)	C	α	R^2
40	0.05	474.55	-0.043	0.87
	0.10	633.80	-0.068	0.58
	0.15	910.49	-0.099	0.77
	0.20	882.05	-0.098	0.78
60	0.05	574.64	-0.063	0.42
	0.10	502.37	-0.050	0.75
	0.15	522.37	-0.055	0.72
	0.20	634.84	-0.071	0.50
80	0.05	785.13	-0.088	0.54
	0.10	903.65	-0.101	0.87
	0.15	904.59	-0.103	0.74
	0.20	853.76	-0.097	0.80

Es importante tener en cuenta que estos modelos son apropiados sólo para el rango de valores de S estudiados, ya que para mayores valores de S , el valor de N se reduce muy rápidamente, mientras que al disminuir S , los resultados se aproximarían a la resistencia a fatiga del material, aumentando N rápidamente.

Los modelos obtenidos muestran un ajuste (R^2) razonable, dada la habitual dispersión de resultados en comparación con otro tipo de ensayos mecánicos, con valores comprendidos entre 0.87 y 0.42, si bien la mayoría de los modelos muestran un valor de ajuste superior a 0.72, lo cual permite pensar en un modelo predictivo general con un buen grado de aproximación.

En las Figuras 4.66, 4.67 y 4.68, se representan las curvas S-N obtenidas, así como los resultados experimentales para cada uno de los parámetros de corte (v_c, f).

Para $v_c = 40$ m/min (Figura 4.66), los resultados muestran una clara influencia de f en la relación S-N, apreciándose que un incremento de f tiende a reducir el valor de N , independientemente del valor de S aplicado. Este hecho se hace más visible para $S = 244$ MPa, donde se han obtenido las mayores diferencias en el comportamiento a fatiga (N). En este sentido, las mayores diferencias se han producido a bajos valores de f (de 0.05 a 0.10 mm/r), mientras que para altos valores de f (de 0.15 a 0.20 mm/r), esta variación se ve reducida.

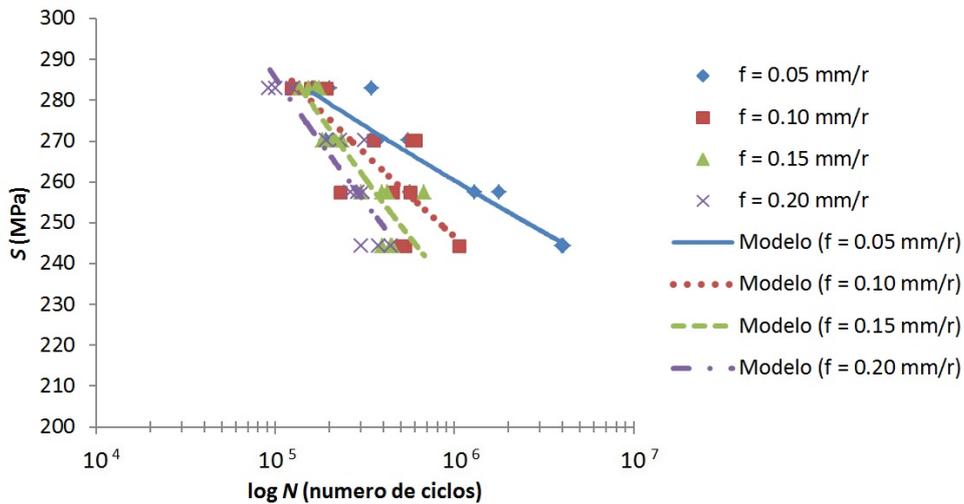


Figura 4.66. Modelos de curvas S-N y resultados experimentales para diferentes valores de f , $v_c = 40$ m/min

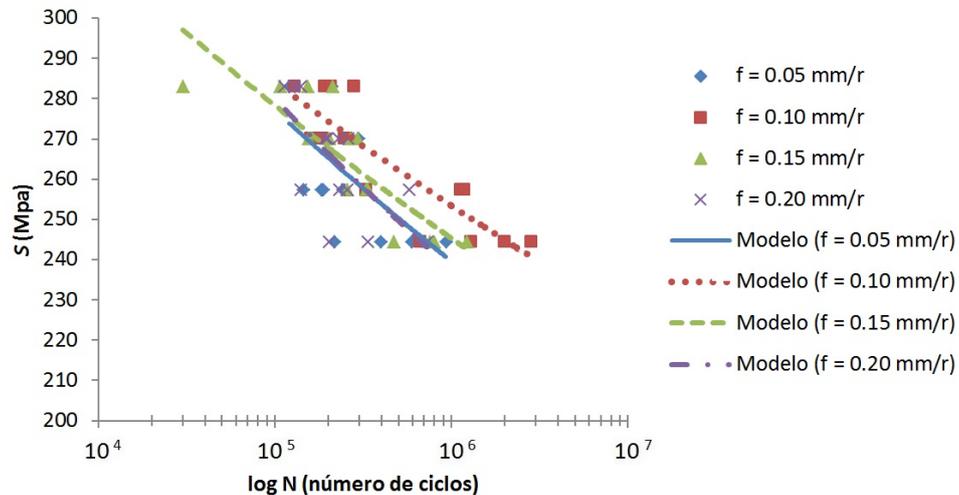


Figura 4.67. Modelos de curvas S-N y resultados experimentales para diferentes valores de f , $v_c = 60$ m/min

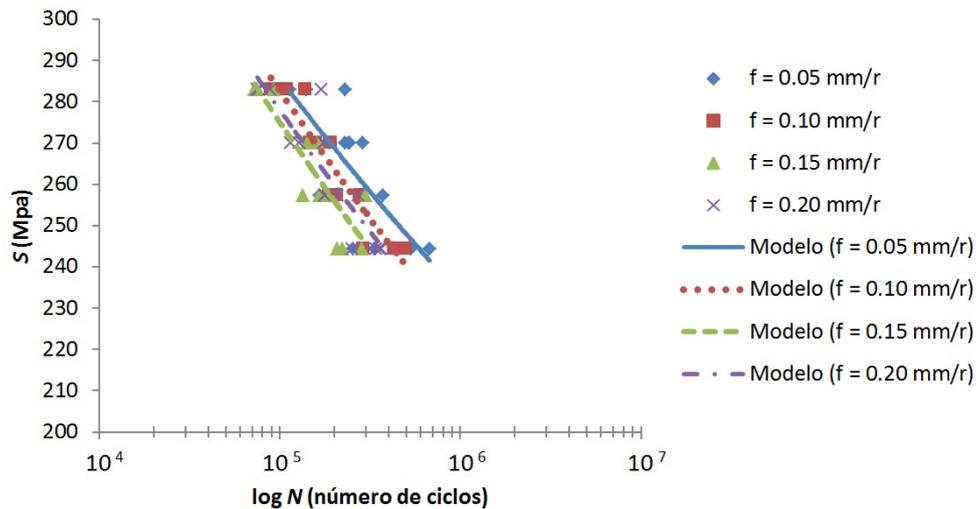


Figura 4.68. Modelos de curvas S-N y resultados experimentales para diferentes valores de f , $v_c = 80$ m/min

La influencia del avance se mantiene en la relación S-N conforme S se incrementa, convergiendo las curvas a altos valores de S (283 MPa), donde el valor de N muestra una menor sensibilidad al cambio con respecto a f . Esta convergencia se debe a que a altos valores de S , el inicio de la grieta ocurre con mayor celeridad, independientemente del rugosidad de la pieza, haciendo la influencia de Ra menos relevante que para bajos valores de S .

Para valores de $v_c = 60$ m/min (Figura 4.67), la influencia de f en la relación S-N se ve reducida. Además, al igual que ocurría para $v_c = 40$ m/min, se puede observar una mayor influencia de f para bajos valores de S (244 MPa), tendiendo a converger las curvas a altos valores (283 MPa). A pesar de ello, para $f = 0.05$ mm/r se han obtenido los peores resultados, estando del orden de los valores obtenidos para $f = 0.20$ mm/r.

Finalmente, para $v_c = 80$ m/min (Figura 4.68), los modelos propuestos parecen mantenerse paralelos a lo largo del rango de valores de S evaluados (244-283 MPa), con variaciones muy pequeñas entre los modelos propuestos para diferentes valores de f , por lo que f presenta menor influencia en la relación S-N que en el caso de v_c menores. En esta ocasión, para $f = 0.15$ mm/r se han obtenido los peores resultados de comportamiento a fatiga.

Teniendo en cuenta estos resultados, y considerando que Ra es similar en el rango de v_c evaluados, todo parece indicar que otras variables afectan al comportamiento a fatiga del material, especialmente a altos valores de v_c (60-80 m/min), como se ha justificado con anterioridad [49,66,67]. Por lo tanto, todo parece indicar que v_c es un parámetro con influencia importante en el comportamiento a fatiga del material.

Por lo tanto, tras el análisis realizado, se puede concluir que un incremento en el valor de los parámetros de corte (v_c, f), afecta negativamente al comportamiento a fatiga, siendo su influencia en N más apreciable a bajos valores de S que a altos valores.

Una vez analizada la influencia de los parámetros de corte sobre el comportamiento a fatiga del material, resulta de interés establecer un modelo que permita englobar todos estos efectos sinérgicos. De este modo, podría establecerse una relación matemática directa entre los parámetros de fabricación de la pieza y su vida a fatiga, que incluiría el posible efecto que sobre N tuvieran otras propiedades como la

microdureza, la resistencia a la tracción, las tensiones residuales, la rugosidad superficial o las desviaciones macrogeométricas.

Dada la gran influencia que tiene de la rugosidad sobre el comportamiento a fatiga de un material, muchos de los modelos propuestos en diferentes estudios [68–72] incluyen el efecto de esta propiedad, que a su vez depende especialmente de los valores de f , como se ha indicado anteriormente. Por ello, en esta Tesis Doctoral se establecen, en primer lugar, diferentes modelos marginales para cada uno de los valores de v_c , a partir de la expresión que se muestra en la Ecuación 4.3:

$$N = C \cdot S^x \cdot f^y \quad (4.3)$$

Donde C , x e y , son valores constantes.

En la Tabla 4.15 se muestran los valores obtenidos para las constantes indicadas en la Ecuación 4.3. Estos valores se expresan para cada uno de los valores de v_c estudiados (40, 60 y 80 m/min). Además, se ha incluido el valor del ajuste del modelo (R^2).

Tabla 4.15. Coeficientes de los modelos marginales, $N = g(S,f)$, para diferentes v_c

V_c (m/min)	C	x	y	R^2
40	$3.66 \cdot 10^{31}$	-11.09	-0.90	0.79
60	$4.92 \cdot 10^{31}$	-10.83	-0.03	0.63
80	$1.82 \cdot 10^{23}$	-7.55	-0.34	0.91

El ajuste de los modelos obtenidos se puede considerar razonable, teniendo en cuenta la aleatoriedad propia de los ensayos a fatiga en materiales. En cuanto a los valores obtenidos en el modelo, S es el parámetro de mayor influencia en el comportamiento a fatiga del material. Por otro lado, f muestra mucha menor influencia. En ambos casos, conforme aumenta el valor de v_c , los valores de x e y tienden a disminuir, lo que implica que, al aumentar v_c , este parámetro tiende a cobrar una mayor relevancia en el comportamiento a fatiga, estando en buen acuerdo con el análisis realizado con anterioridad.

En el caso del modelo marginal obtenido para $v_c = 60$ m/min, se observa que la influencia de f es prácticamente despreciable en el comportamiento a fatiga, no estando en buen acuerdo con lo anteriormente indicado. Esto se debe a los resultados obtenidos para $v_c = 60$ m/min y $f = 0.05$ mm/r que, como se observa en la Figura 4.67, fueron los peores obtenidos en el comportamiento a fatiga, a pesar de que las probetas mostraban un mejor acabado superficial (Ra).

A continuación (Figuras 4.69, 4.70 y 4.71), se muestra la representación de los diferentes modelos marginales obtenidos para cada uno de los tres valores de v_c . En estos modelos se puede observar cómo, a bajos valores de cargas (220-240), los parámetros de corte afectan negativamente al comportamiento a fatiga, siendo mucho más sensibles al aumento del valor de v_c . Sin embargo, como se observa para $v_c = 60$ y 80 m/min, f apenas muestra influencia en los valores de N obtenidos.

Por otro lado, a altos valores de carga (260-280 MPa) la influencia de los parámetros de corte es menos significativa, como se ha justificado con anterioridad.

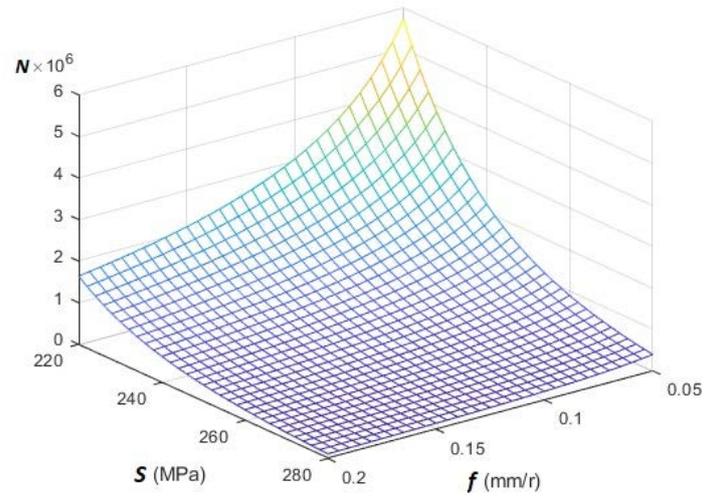


Figura 4.69. Modelo marginal $N = g(S, f)$ para $v_c = 40$ m/min

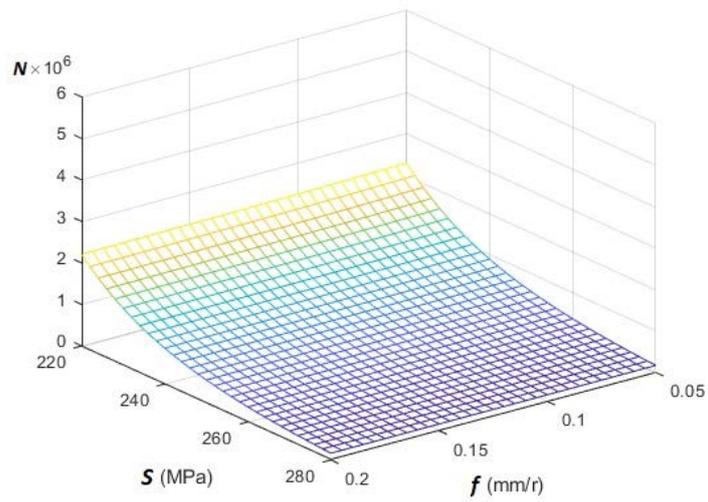


Figura 4.70. Modelo marginal $N = g(S, f)$ para $v_c = 60$ m/min

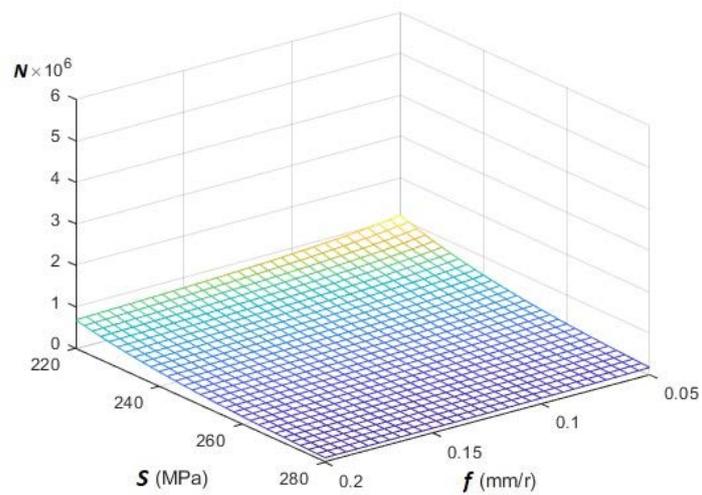


Figura 4.71. Modelo marginal $N = g(S, f)$ para $v_c = 80$ m/min

Para finalizar, se propone un modelo paramétrico que incluya todos los parámetros de corte analizados (v_c, f), siguiendo dicho modelo la forma expresada en la Ecuación 4.4:

$$N = C \cdot S^x \cdot v_c^z \cdot f^y, \quad (4.4)$$

Donde C, x, y, z , son valores constantes.

En la Tabla 4.16 se muestran los coeficientes obtenidos para cada uno de los parámetros correspondientes a la expresión general indicada en la Ecuación 4.4.

Tabla 4.16. Coeficientes de modelo paramétrico, $N = g(S, v_c, f)$.

C	x	z	y	R^2
$2.89 \cdot 10^{30}$	-9.83	-0.92	-0.42	0.71

De forma similar a los anteriores modelos, S es el parámetro que más influye en el comportamiento a fatiga del material. Por otro lado, el parámetro de corte con mayor influencia es v_c , tal y como se había indicado tras el análisis de los resultados experimentales. A pesar de presentar menor influencia que S , lo cual es lógico, estos modelos permiten modular el valor de N en función de los parámetros de corte, permitiendo un mejor ajuste a los datos experimentales. La obtención de modelos basados solo en S no permitiría evaluar la importancia de los parámetros de corte, empleados en el mecanizado de las probetas, sobre la vida a fatiga, que para casos de combinación de altos valores de v_c y f puede llegar a ser muy importante.

Por lo tanto, se ha desarrollado un modelo que permite predecir el comportamiento a fatiga del material a partir de los parámetros de corte utilizados en la fabricación de las probetas. Además, se trata de un modelo que relaciona de forma directa la vida a fatiga con el proceso de fabricación, de forma independiente a otras variables de salida que afectan al comportamiento a fatiga, tales como el acabado superficial, la microestructura o las tensiones residuales.

Aun así, tras los resultados obtenidos, se puede considerar que las tensiones residuales y la microestructura del material tienen mayor influencia en el comportamiento a fatiga de la aleación de aluminio UNS A97075, que el acabado superficial, siempre considerando el rango de parámetros de corte utilizados en la presente Tesis doctoral.

4.5.4.4 Propuesta de modelos de comportamiento a fatiga en función de la sección de rotura.

Según la geometría de la probeta, y considerando el diagrama de esfuerzos por la aplicación de una carga, la zona esperada de rotura de la probeta debe encontrarse en la sección más alejada a la aplicación de la carga, dentro de la zona calibrada de la probeta. Sin embargo, tras una inspección visual de la totalidad de los ensayos realizados, se ha observado que la sección de rotura, en muchos casos, se ha originado en una sección más cercana a la carga (Figura 4.72) y, por lo tanto, con un valor de S menor al valor estimado.

El desplazamiento del origen de la grieta con respecto a la sección esperada de rotura puede ser consecuencia de que se haya originado una irregularidad en alguna zona de la superficie de la probeta (mayor valor de R_z), una localización de concentración de tensiones residuales más elevada o una microestructura más propensa a la aparición

de dicha grieta. Además, como se ha indicado en el apartado 4.5.4.1, se han obtenido valores de desviaciones macrogeométricas (*CYL*) que superan las exigencias de la norma, al igual que con los valores de *Ra*, justificadas por la naturaleza de la investigación abordada en esta Tesis Doctoral, provocando la aparición y nucleación de grietas en una sección distinta a la que se encuentra sometida a una tensión máxima.



Figura 4.72. Probeta de fatiga con sección de rotura alejada de la sección estimada de rotura

Por lo tanto, a continuación, se propone un nuevo análisis del comportamiento a fatiga en función de los parámetros de corte empleados, considerando que la *S* de rotura está adaptada al lugar donde ha aparecido la sección de fractura. Este análisis pretende acercarse al comportamiento a fatiga de muestras mecanizadas en condiciones habituales para la industria.

De forma similar al procedimiento seguido en el apartado anterior, en primer lugar, se proponen modelos marginales, de tipo potencial, que relacionan *S* y *N* (Ecuación 4.2):

$$S = C \cdot N^\alpha \tag{4.2}$$

Donde *C* y α son valores constantes.

En la Tabla 4.18 se muestran los valores obtenidos para las constantes, así como el ajuste obtenido (R^2).

Tabla 4.17. Coeficientes del modelo S-N modificado

<i>V_c</i> (m/min)	<i>f</i> (mm/r)	<i>C</i>	α	R^2
40	0.05	511.62	-0.052	0.82
	0.10	835.79	-0.094	0.54
	0.15	826.56	-0.094	0.44
	0.20	1195.30	-0.130	0.54
60	0.05	1228.90	-0.128	0.70
	0.10	467.48	-0.049	0.50
	0.15	612.48	-0.073	0.56
	0.20	837.63	-0.099	0.57
80	0.05	981.74	-0.108	0.65
	0.10	969.21	-0.112	0.73
	0.15	1276.60	-0.137	0.65
	0.20	1245.30	-0.136	0.68

Con respecto a los modelos resultantes, de forma general, el ajuste obtenido presenta peor valor al que se obtuvo en el modelo general, aunque considerando un ajuste medio de 0.62, y teniendo en cuenta la dispersión de los resultados puede considerarse razonable. Esto es debido a que los parámetros de corte empiezan a cobrar más relevancia, y un modelo que tenga solo en cuenta S-N puede resultar insuficiente para un mejor ajuste del modelo.

El mejor ajuste de los modelos se puede observar para $v_c = 80$ m/min, así como para los modelos con $f = 0.05$ mm/r, aunque el mejor ajuste se produce para $v_c = 40$ m/min y $f = 0.05$ mm/r (0.82).

En las Figuras 4.73, 4.74 y 4.75 se representan las curvas S-N obtenidas para este nuevo modelo, así como los resultados experimentales para cada uno de los parámetros de corte (v_c, f).

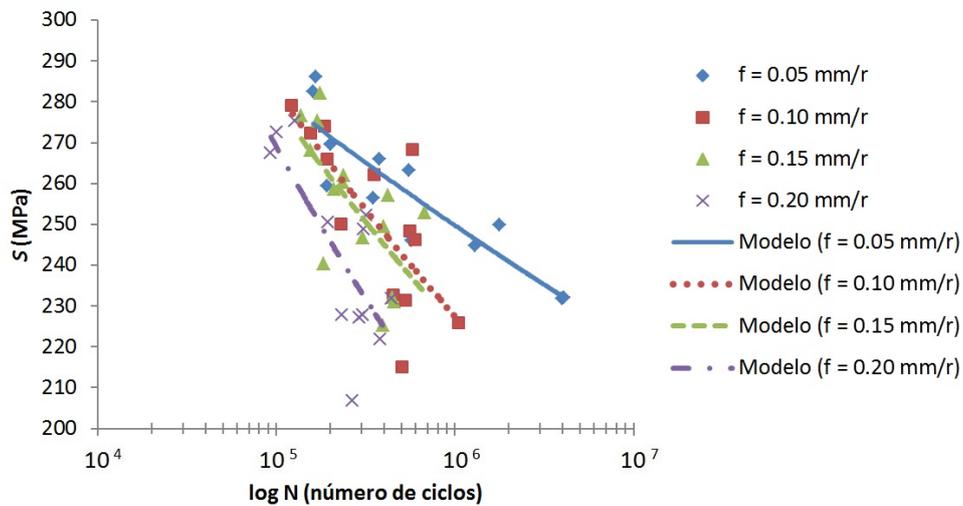


Figura 4.73. Modelos modificados de curvas S-N y resultados experimentales para diferentes valores de f , $v_c = 40$ m/min.

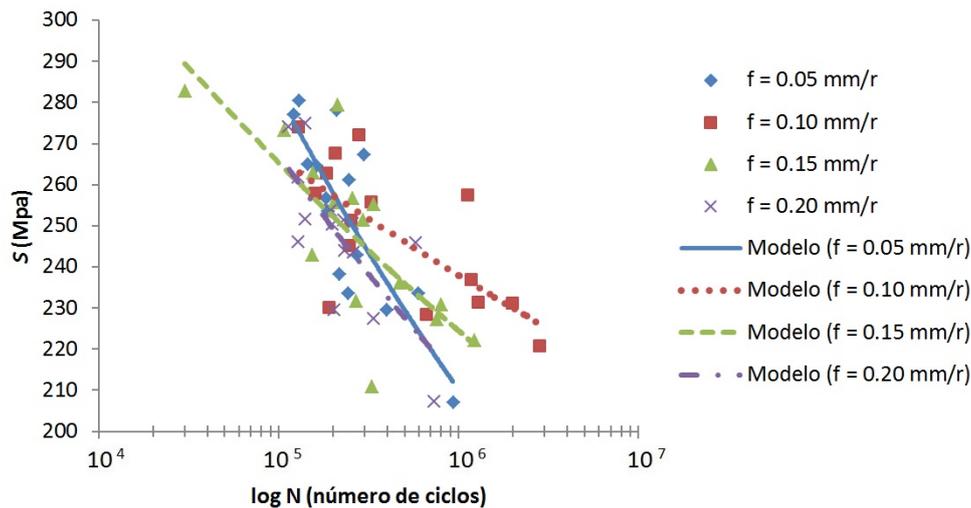


Figura 4.74. Modelos modificados de curvas S-N y resultados experimentales para diferentes valores de f , $v_c = 60$ m/min

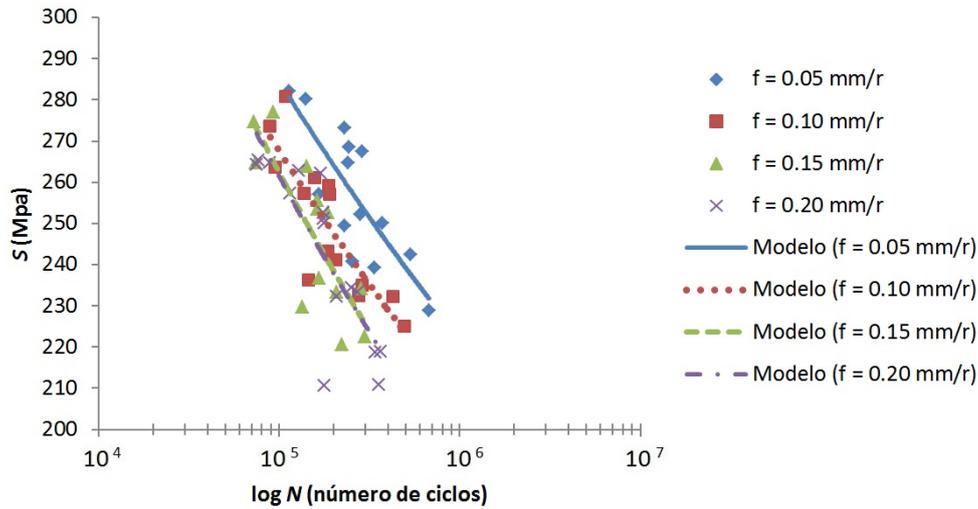


Figura 4.75. Modelos modificados de curvas S-N y resultados experimentales para diferentes valores de f , $v_c = 80$ m/min

Conforme a los resultados obtenidos, para $v_c = 40$ m/min, se observa un comportamiento similar, en cuanto a la influencia de f en el comportamiento a fatiga, al obtenido en el caso del modelo general, si bien en éste los modelos para $f = 0.10$ y 0.15 mm/r se encuentran muy próximos entre sí. En el caso de $v_c = 60$ m/min, se puede observar como la curva $f = 0.05$ mm/r comienza a corregirse en concordancia a la influencia del acabado superficial, sin embargo, esta corrección no se consigue para bajos valores de S (menores a 260 MPa).

Para $v_c = 80$ m/min, el nuevo modelo igualmente corrige la relación entre $f = 0.15$ y 0.20 mm/r, haciéndolas prácticamente coincidentes. Además, se observa una mayor influencia de f , al encontrarse los modelos algo más separados que en el modelo general, así como cierta convergencia a altos valores de S para valores de f de 0.10 , 0.15 y 0.20 mm/r.

A partir de los valores obtenidos para los modelos, se muestra la representación de los diferentes modelos marginales obtenidos para cada uno de los valores de v_c (Figuras 4.76, 4.77 y 4.78).

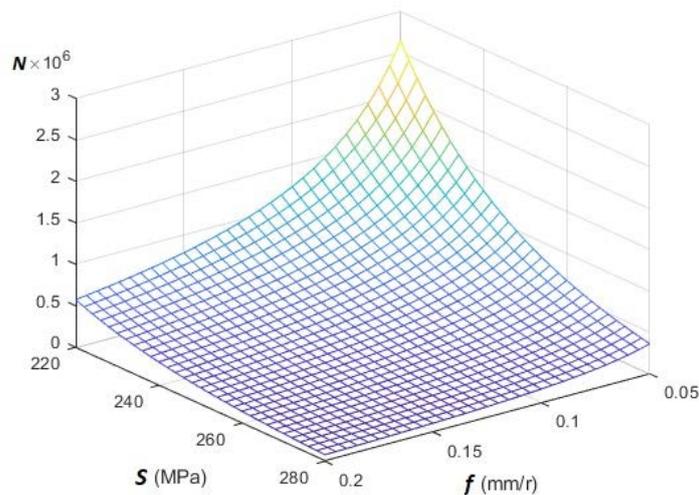


Figura 4.76. Modelo marginal modificado $N = g(S, f)$ para $v_c = 40$ m/min

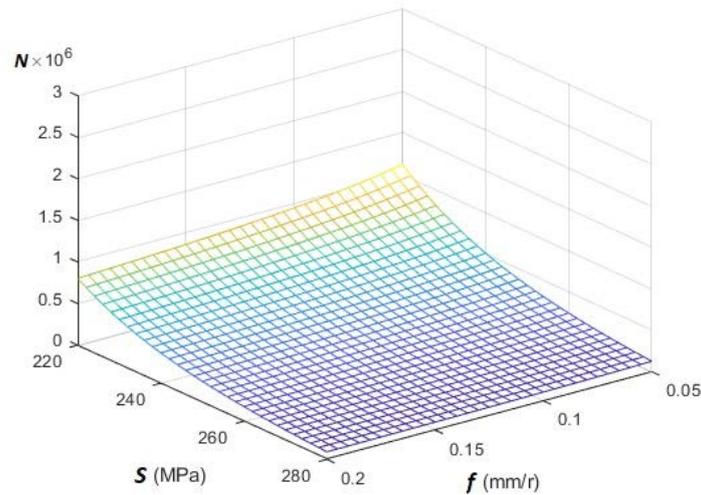


Figura 4.77. Modelo marginal modificado $N = g(S, f)$ para $v_c = 60$ m/min.

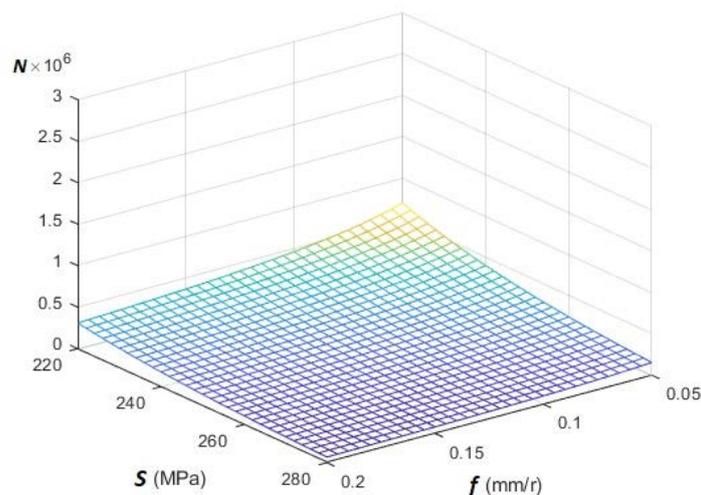


Figura 4.78. Modelo marginal modificado $N = g(S, f)$ para $v_c = 80$ m/min

En estas representaciones, igual que en el caso anterior, se observa una clara influencia de los parámetros de corte en el comportamiento a fatiga. Como se puede observar, para $v_c = 60$ m/min, f muestra una mayor influencia en N que en el modelo general presentado en el apartado anterior.

A continuación se proponen nuevos modelos marginales en los que se relacionan el comportamiento a fatiga con la carga y el avance en el mecanizado, $N = g(S, f)$, para los valores de v_c analizados. Al igual que en la situación anterior, se propone un modelo paramétrico de tipo potencial, según la expresión indicada en la Ecuación 4.3:

$$N = C \cdot S^x \cdot f^y \quad (4.3)$$

Donde C , x e y son valores constantes.

Estos valores se indican en la Tabla 4.18, para cada uno de los valores de v_c , así como el valor del ajuste (R^2) obtenido para cada uno de los modelos marginales propuestos.

El ajuste obtenido en estos nuevos modelos marginales es similar al de los propuestos anteriormente, resultando el mejor ajuste para $v_c = 80$ m/min. Sin embargo, el valor de las constantes x e y obtenidas muestran una mayor influencia de f y una menor influencia para S en el comportamiento a fatiga que los modelos anteriores. Además, para $v_c = 60$ m/min, aunque el exponente de f (-0.24) presenta un menor valor frente al de v_c , es un resultado mucho más significativo que el obtenido con anterioridad, cuando apenas consideraba influencia a f en el comportamiento a fatiga.

Tabla 4.18. Coeficientes de los modelos marginales modificado, $N = g(S, f)$, para diferentes v_c .

V_c (m/min)	C	x	y	R^2
40	$1.96 \cdot 10^{24}$	-8.24	-1.10	0.73
60	$8.63 \cdot 10^{26}$	-9.05	-0.24	0.57
80	$6.85 \cdot 10^{19}$	-6.30	-0.59	0.90

Los valores de C obtenidos para estos nuevos modelos son inferiores a los obtenidos en los modelos anteriores. Por lo tanto, se puede considerar que este modelo, para evaluar el comportamiento a fatiga, se encuentra del lado de la seguridad, siendo mucho más fiable.

Finalmente, se establece un modelo general en el que se incluyen ambos parámetros de corte, siguiendo lo establecido en la Ecuación 4.4:

$$N = C \cdot S^x \cdot v_c^z \cdot f^y, \tag{4.4}$$

Donde C, x, y, z son valores constantes.

En la Tabla 4.19 se muestran los resultados obtenidos para las diferentes constantes, así como el ajuste del modelo potencial propuesto.

Tabla 4.19. Coeficientes de modelo paramétrico modificado, $N = g(S, v_c, f)$.

C	x	y	z	R^2
$2.08 \cdot 10^{25}$	-7.86	-0.94	-0.65	0.67

En este nuevo modelo modificado, en comparación con el modelo paramétrico propuesto con anterioridad, se observa, en primer lugar, que el valor de C es menor. Por tanto, tal y como ha ocurrido con los modelos marginales, el modelo se encuentra del lado de la seguridad en cuanto al comportamiento a fatiga, siendo más fiable. De forma similar, la influencia de los parámetros de corte se hace más relevante que en el caso anterior, en particular la influencia de f , mientras que la importancia de S , se ve reducida, aunque permanece como el parámetro que más influye sobre el comportamiento a fatiga.

Finalmente, conviene indicar que, aunque en este modelo se ha obtenido un ajuste ligeramente menor, su variación puede considerarse poco significativa, considerando un ajuste razonable para el estudio de comportamiento a fatiga del material, siendo mucho más significativa, por el contrario, la ventaja de presentar una mejor modulación en función de los parámetros de corte. Por lo tanto, este modelo se considera más robusto y fiable que el anterior.

4.5.5. Ensayos de comportamiento a fatiga por flexión rotativa tras corrosión por inmersión

De forma similar al estudio realizado en microdureza, diferentes probetas, mecanizadas con diferentes parámetros de corte (v_c , f), fueron sometidas a un proceso de corrosión por inmersión, para posteriormente ser ensayadas a flexión rotativa. En esta ocasión, se ha aplicado una carga que genera una tensión máxima de 244 MPa sobre dichas probetas corroídas, registrando el número de ciclos obtenidos durante el ensayo (N).

Se han tomado imágenes por espectroscopía óptica (SOM) de diversas secciones de fractura de probetas (Figura 4.79). En ellas se puede observar que, al igual que ocurría con las probetas no sometidas a un proceso de corrosión, el inicio de grieta se origina en la superficie, a partir de la cual se genera un crecimiento de grieta transgranular, hasta la reducción de sección útil en la que aparece la rotura frágil.

Sin embargo, de forma general, en estas muestras se observa que el inicio y crecimiento de grieta se presenta más frecuentemente en más de un punto de la superficie (Figura 4.79a). Esto es debido a que el propio proceso de corrosión ha afectado significativamente el estado superficial de la probeta, por adición de picaduras e irregularidades superficiales, que facilitan la aparición de diferentes núcleos de generación de grieta.

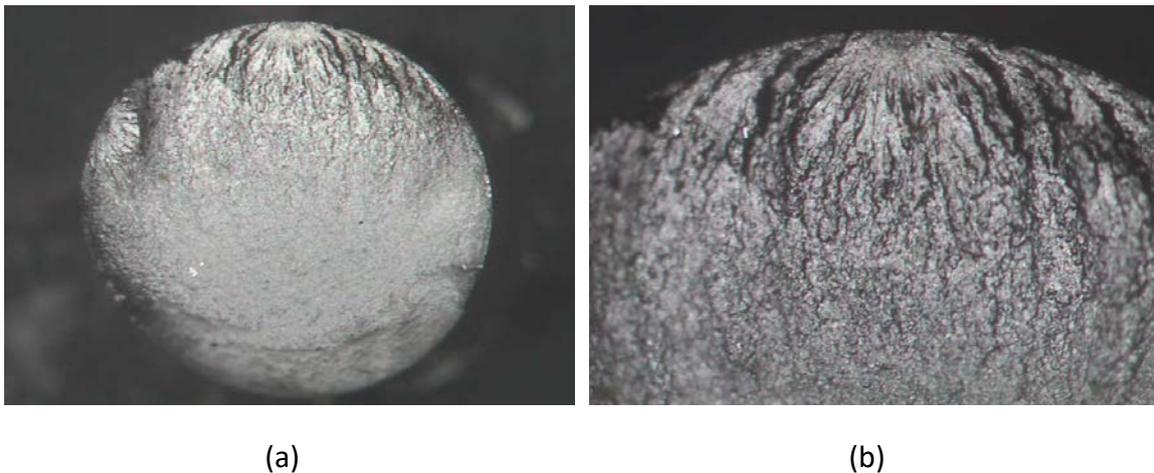


Figura 4.79. Imágenes de la superficie de fractura mediante técnicas SOM en probetas corroídas para $v_c = 80$ m/min, $f = 0.10$ mm/r y $S = 244$ MPa: (a) 13X; (b) 30X

En la Tabla 4.20 se muestran el valor medio de los resultados del número de ciclos obtenido en los diferentes ensayos de flexión rotativa sobre las muestras corroídas. Además, en la Figura 4.80 se muestra el resultado de cada uno de estos ensayos, realizados para las probetas sometidas al proceso de corrosión, en función de los parámetros de corte utilizados.

Como se puede observar, el comportamiento a fatiga del material sometido a corrosión está influenciado por los parámetros de corte, tanto v_c como f . Ambas condiciones de corte, de forma general, muestran una tendencia a reducir N conforme aumentan su valor. Esta tendencia negativa tiende a mantenerse para $v_c = 40$ y 80 m/min, mientras que para $v_c = 60$ m/min, se observan variaciones conforme aumenta

el valor de f . El peor comportamiento a fatiga se obtiene para altas combinaciones de parámetros de corte ($v_c = 80$ m/min, $f = 0.20$ mm/r).

Tabla 4.20. Valor medio de N , para cada uno de los valores de v_c y f en probetas corroídas

V_c (m/min)	f (mm/r)	N (ciclos)
40	0.05	113652
	0.10	103926
	0.15	92285
	0.20	99817
60	0.05	89317
	0.10	113610
	0.15	73118
	0.20	88516
80	0.05	87714
	0.10	74485
	0.15	74163
	0.20	69741

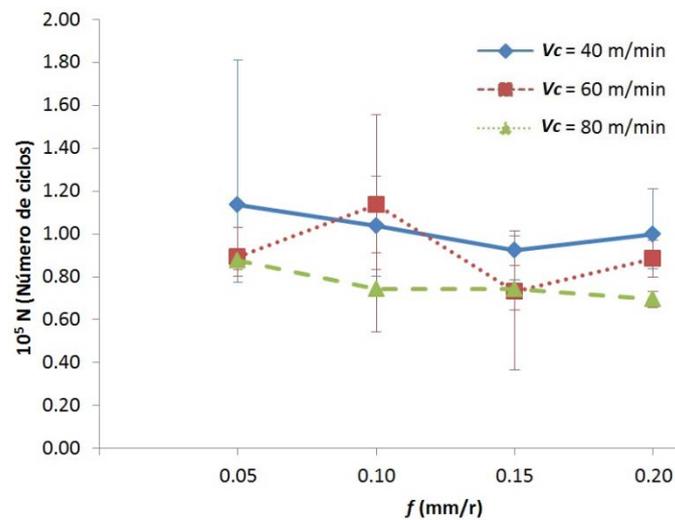


Figura 4.80. Número de ciclos en probetas sometidas a proceso de corrosión, $N = g(f)$, para diferentes valores de v_c , $S = 244$ MPa

Por otro lado, en la Figura 4.81 se realiza una comparativa del comportamiento a fatiga de las muestras ensayadas sin proceso de corrosión, con aquellas que fueron sometidas al proceso de corrosión por inmersión.

Como se puede observar, el proceso de corrosión ha afectado negativamente al comportamiento a fatiga del material, como era previsible, debido a la modificación sufrida de las condiciones superficiales de la muestra. El incremento en las irregularidades superficiales de la muestra, como ha sido analizado en 4.4.1 a partir de Ra de las muestras sometidas a corrosión, como la alteración del resto de propiedades que están relacionadas con el comportamiento a fatiga, la microestructura superficial, la microdureza o las tensiones residuales, ha provocado que la fase inicial de la rotura

por fatiga (generación y nucleación de microgrietas) del material se origine con mayor rapidez.

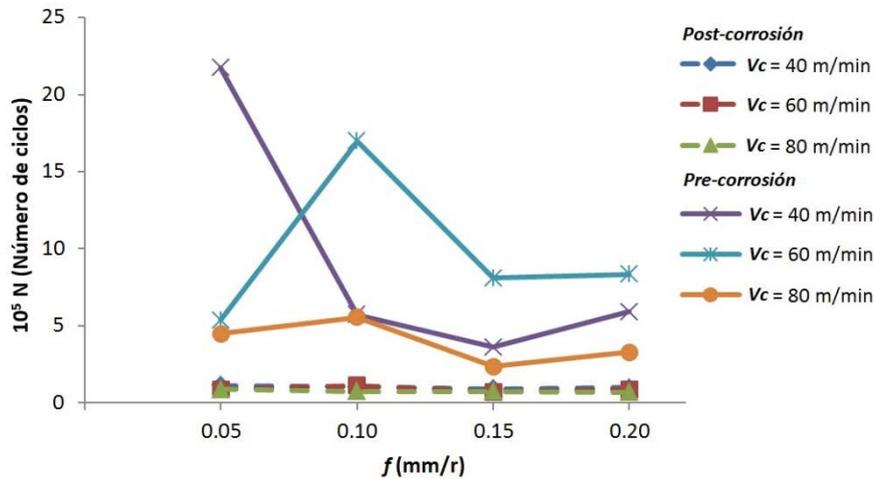


Figura 4.81. Comparación en el comportamiento a fatiga de muestras en un estado de pre-corrosión y post-corrosión para $S = 244$ MPa

Se observa que la diferencia entre el comportamiento a fatiga de las muestras pre y post corrosión es menos significativa al aumentar los valores de los parámetros de corte utilizados en el mecanizado. En las probetas sin corrosión, la etapa de generación y nucleación de microgrietas tiene una gran importancia, siendo la modificación de las condiciones de corte el elemento diferenciador del comportamiento a fatiga [60,71,73,74]. Sin embargo, en las probetas sometidas a corrosión, la generación y nucleación de microgrietas es menos determinante, debido a la rapidez con la que se origina [70,73,75], lo cual se relaciona con una menor influencia de f en el comportamiento a fatiga de las muestras corroídas. Por lo tanto, las diferentes influencias de las condiciones de mecanizado indican el grado en que se ve afectado el material, no solo a nivel superficial, sino a una cierta profundidad de la superficie, reduciendo por tanto el comportamiento a fatiga del material, siendo v_c el parámetro de mayor influencia.

Finalmente, se puede observar una correlación entre el comportamiento a fatiga de las muestras previas a un proceso de corrosión con aquellas corroídas. Nótese que para $v_c = 60$ m/min y $f = 0.10$ mm/r se ha obtenido el mayor valor de N para dicha velocidad de corte, tanto en las muestras pre-corrosión como en las post-corrosión, teniendo en cuenta que corresponden a lotes de probetas diferentes. Este hecho indica que pueden aparecer singularidades en el estudio de las condiciones de corte sobre aquellas propiedades que han sido relacionadas con el comportamiento a fatiga del material.

Tras el análisis realizado, se puede concluir, por tanto, que los parámetros de corte estudiado influyen en el comportamiento a fatiga de piezas sometidas a un proceso de corrosión por inmersión, aunque su influencia sea menor que en aquellas muestras sin corrosión, debido a que la superficie se ha visto afectada negativamente, reduciendo el periodo de generación y nucleación de microgrietas superficiales.

4.6. Conclusiones

En este capítulo se han analizado y discutido los resultados obtenidos tras la aplicación de la metodología experimental descrita en el capítulo 3. De forma general, se ha estudiado la influencia de los parámetros de corte sobre diferentes propiedades relacionadas con la integridad superficial de piezas torneadas en seco de la aleación de aluminio UNS A97075. En este estudio se han tenido en cuenta tanto propiedades geométricas (macrogeométricas y microgeométricas) como propiedades físico-químicas (microdureza superficial, resistencia a la tracción, fatiga y el efecto de la corrosión en microdureza superficial y comportamiento a fatiga).

Además, se ha realizado un análisis de la morfología de la viruta obtenida durante el proceso de mecanizado, así como un análisis del desgaste de la herramienta de corte, discutiendo su influencia sobre las propiedades macrogeométricas y microgeométricas del material mecanizado.

En dichos análisis se ha observado una clara influencia de los parámetros de corte sobre las diferentes propiedades analizadas, exceptuando en los ensayos de resistencia a la tracción, en los que la variación de los parámetros de corte no ha mostrado clara influencia. Sin embargo, el proceso de mecanizado ha mejorado su resistencia a tracción en comparación a probetas sin mecanizar. Similar comportamiento se ha observado en la microdureza superficial, en un amplio rango de velocidades de corte.

En el estudio del comportamiento a fatiga se han propuesto diferentes modelos paramétricos que relacionan los parámetros de corte con el número de ciclos desarrollados hasta la rotura de la probeta. Debido a que, en ocasiones, la sección de rotura no ha aparecido en la sección de máxima tensión, se ha propuesto un segundo modelo ajustando el valor de la tensión al correspondiente a la sección donde se ha producido la rotura del material. Los nuevos modelos son más robustos, ya que tienen en cuenta la posibilidad de que la fractura por fatiga se produzca en una sección diferente a la esperada, además de mostrar una mayor dependencia de N respecto a los parámetros de corte estudiados.

El proceso de corrosión por inmersión ha perjudicado tanto al comportamiento a fatiga del material como a la microdureza superficial. Siendo estos resultados los esperados, también se ha observado que el incremento del valor de los parámetros de corte, durante la operación de mecanizado, ha facilitado la corrosión superficial del material, afectando negativamente a ambas propiedades mecánicas, siendo más influyente en ambos casos la velocidad de corte que el avance.

En el capítulo 5 se desarrollan estas conclusiones de forma más detallada, resaltando las más relevantes por cada uno de los capítulos esta Tesis doctoral.

4.7. Referencias

- [1] Organización Internacional de Estandarización. ISO 3685:1993. Tool-life testing with single-point turning tools. 1993.
- [2] Trujillo Vilches, F. J. Análisis Paramétrico del Mecanizado en Seco de la Aleación UNS A97075. Tesis Doctoral, Universidad de Málaga, 2013.

- [3] Eapen, J., Murugappan, S., Arul, S. A Study on Chip Morphology of Aluminum Alloy 6063 during Turning under Pre Cooled Cryogenic and Dry Environments. *Materials Today: Proceedings*, vol. 4, no. 8, pp. 7686–7693. 2017.
- [4] Kilic, D. S., Raman, S. Observations of the tool-chip boundary conditions in turning of aluminum alloys. *Wear*, vol. 262, no. 7–8, pp. 889–904. 2007.
- [5] Mali, R. A., Agrahari, M. D., Gupta, T. V. FE based simulation and experimental validation of forces in dry turning of aluminium 7075. *Materials Today: Proceedings*. 2019.
- [6] Sánchez-Sola, J. M. Análisis paramétrico del mecanizado de aleaciones de aluminio. Relación con la topografía de las muestras mecanizadas. Tesis Doctoral, Universidad Nacional de Educación a Distancia, 2004.
- [7] Ponce, M. B. Caracterización de los mecanismos de adhesión secundaria y su influencia en el desgaste de herramientas de corte. Aplicación al mecanizado en seco de aleaciones ligeras. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2013.
- [8] Gómez Parra, Á. Estudio de la influencia del mecanizado en el rendimiento funcional de aleaciones de aluminio de uso estratégico en la industria aeronáutica. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2016.
- [9] Trujillo, F. J., Sevilla, L., Marcos, M. Experimental parametric model for indirect adhesion wear measurement in the dry turning of UNS A97075 (Al-Zn) alloy. *Materials*, vol. 10, no. 2, p. 152. 2017.
- [10] Gómez-Parra, A., Álvarez-Alcón, M., Salguero, J., Batista, M., Marcos, M. Analysis of the evolution of the Built-Up Edge and Built-Up Layer formation mechanisms in the dry turning of aeronautical aluminium alloys. *Wear*, vol. 302, no. 1–2, pp. 1209–1218. 2013.
- [11] List, G., Nouari, M., Géhin, 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, no. 7–12, pp. 1177–1189. 2005.
- [12] Lu, C. Study on prediction of surface quality in machining process. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 205, no. 1–3, pp. 439–450. 2008.
- [13] Ranjan, T., Ramanuj, K., Panigrahi, I., Kumar, A., Panda, A., Kumar, R. Machinability behavior of aluminium alloys: a brief study. *Materials Today: Proceedings*, vol. 18, pp. 5069-5075. 2019.
- [14] Das, D., Prasanna Sahoo, B., Bansal, S., Mishra, P. Experimental investigation on material removal rate and chip forms during turning T6 tempered Al 7075 alloy. *Materials Today: Proceedings*, vol. 5, no. 2, pp. 3250–3256. 2018.
- [15] Davim, J. P., *Surface integrity in machining*. Springer, 2010.
- [16] Klocke, F., Lortz, W., Trauth, D. Analysis of the dynamic chip formation process in turning, *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 135, pp. 313–324. 2018.
- [17] Trujillo, F. J., Sevilla, L., Marcos, M. Influence of the axial machining length on microgeometrical deviations of horizontally dry-turned UNS A97075 Al-Zn alloy. *Procedia Engineering*, vol. 63, pp. 405–412. 2013.

-
- [18] De Agustina, B., Bernal, C., Camacho, A. M., Rubio, E. M. Experimental analysis of the cutting forces obtained in dry turning processes of UNS A97075 aluminium alloys. *Procedia Engineering*, vol. 63, pp. 694–699. 2013.
- [19] Salguero, J., Batista, M., Calamaz, M., Girot, F., Marcos, M. Cutting forces parametric model for the dry high speed contour milling of aerospace aluminium alloys. *Procedia Engineering*, vol. 63, pp. 735–742. 2013.
- [20] Sánchez-Sola, J. M., Sebastián, M. A., Carrilero, M. S., González, J. M., Marcos, M. Caracterización de la capa y el filo adherido en el mecanizado de la aleación AA7050. *Revista de Metalurgia*, vol. SPEC. VOL., pp. 365–368. 2005.
- [21] Gómez-Parra, A., Álvarez-Alcón, M., Salguero, J., Batista, M., Marcos, M. Analysis of the evolution of the Built-Up Edge and Built-Up Layer formation mechanisms in the dry turning of aeronautical aluminium alloys. *Wear*, vol. 302, no. 1–2, pp. 1209–1218. 2013.
- [22] Martín-Béjar, S., Trujillo, F. J., Sevilla, L., Marcos, M. Indirect adhesion wear parametric analysis in the dry turning of UNS A97075 Alloys. *Procedia Manufacturing*, vol. 13, pp. 418–425. 2017.
- [23] Koster, W. P., Field, M., Fritz, L. J., Gatto, L. R., Kahles, J. F. *Surface Integrity of Machined Structural Components*. 1970.
- [24] Astakhov, V. P. *Surface Integrity – Definition and Importance in Functional Performance*. *Surface Integrity in Machining*, Springer London, pp. 1–35. 2010.
- [25] Kadam, G. S., Pawade, R. S. Surface integrity and sustainability assessment in high-speed machining of Inconel 718 – An eco-friendly green approach. *Journal of Cleaner Production*, vol. 147, pp. 273–283. 2017.
- [26] Torres, A., Puertas, I., Luis, C. J. Surface Roughness Analysis on the Dry Turning of an Al-Cu Alloy. *Procedia Engineering*, vol. 132, pp. 537–544. 2015.
- [27] Trujillo, F. J., Sevilla, L., Salguero, J., Batista, M., Marcos, M. Parametric potential model for determining the micro-geometrical deviations of horizontally dry-turned UNS A97075 (Al-Zn) alloy. *International Conference on Advances in Materials Science and Engineering (AMSE)*. 2012.
- [28] Marcos, M., Álvarez, A. M., Sánchez, M., González, F. Predicción dinámométrica del comportamiento de la aleación AA2024 en los procesos de mecanizado en un rango de velocidades moderadas. *Boletín de la Sociedad Española de Cerámica y Vidrio*, vol. 36, no. 2, pp. 222–225. 1997.
- [29] Sebastian, M. A., Sanchez-Sola, J. M., Gonzalez, J. M., Carrilero, M. S., Alvarez, M., Marcos, M. Turned Aluminium Alloys Surface Finish Monitoring through Cutting Force Measurements, *Journal for Manufacturing Science and Production*, vol. 4, no. 4, pp. 211–220. 2002.
- [30] Trujillo, F. J., Marcos, M., Sevilla, L. Experimental prediction model for roughness in the turning of UNS A97075 alloys. *Materials Science Forum*, vol. 797, pp. 59–64. 2014.

- [31] Rubio, E. M., Camacho, A. M., Sánchez-Sola, J. M., Marcos, M. Surface roughness of AA7050 alloy turned bars: Analysis of the influence of the length of machining. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 162–163, no. SPEC. ISS., pp. 682–689. 2005.
- [32] Yue, T. M., Yu, J. K., Man, H. C. Corrosion behavior of aluminum 2009 / SiC composite, pp. 1069–1072. 2009.
- [33] Altenbach, C., Schnatterer, C., Mercado, U. A., Suuronen, J.-P., Zander, D., Requena, G. Synchrotron-based holotomography and X-ray fluorescence study on the stress corrosion cracking behavior of the peak-aged 7075 aluminum alloy. *Journal of Alloys and Compounds*, p. 152722. 2019.
- [34] Kumar, P., Ghosh, K. S. Effect of microstructural features on stress corrosion cracking behaviour of 7017 and 7150 aluminium alloy. *Materials Today: Proceedings*, vol. 5, no. 1, pp. 2391–2400. 2018.
- [35] Bandeira, R. M., van Drunen, J., Garcia, A. C., Tremiliosi-Filho, G. Influence of the thickness and roughness of polyaniline coatings on corrosion protection of AA7075 aluminum alloy. *Electrochimica Acta*, vol. 240, pp. 215–224., 2017.
- [36] Hagen, C. M. H., Hognestad, A., Knudsen, O., Sørby, K. The effect of surface roughness on corrosion resistance of machined and epoxy coated steel. *Progress in Organic Coatings*, vol. 130, pp. 17–23. 2019.
- [37] Sánchez-Sola, J. M., Batista, M., Salguero, J., Gómez, A., Marcos, M. Cutting Speed-Feed Based Parametric Model for Macro-Geometrical Deviations in the Dry Turning of UNS A92024 Al-Cu Alloys. *Key Engineering Materials*, vol. 504–506, pp. 1311–1316. 2012.
- [38] Trujillo, F. J., Sevilla, L., Marcos, M. Cutting speed-feed coupled experimental model for geometric deviations in the dry turning of UNS A97075 Al-Zn alloys. *Advances in Mechanical Engineering*, vol. 2014, no. October 2015. 2014.
- [39] Garza-Ulloa, J. Methods to develop mathematical models: traditional statistical analysis. *Applied Biomechanics using Mathematical Models*, pp. 239–371. 2018.
- [40] Koster, W. P. *Manufacturing Methods For Surface Integrity Of Machined Structural Components*. 1972.
- [41] Hernández-González, L. W., Pérez-Rodríguez, R., Dumitrescu, L., Montero-Sarmiento, R. Estudio de la influencia de los parámetros de corte en la integridad superficial y las desviaciones durante el fresado del acero AISI 1010. 2015.
- [42] Akkurt, A. The effect of cutting process on surface microstructure and hardness of pure and Al 6061 aluminium alloy. *Engineering Science and Technology, an International Journal*, vol. 18, no. 3, pp. 303–308. 2015.
- [43] Patole, P. B., Kulkarni, V. Optimization of Process Parameters based on Surface Roughness and Cutting Force in MQL Turning of AISI 4340 using Nano Fluid. *Materials Today: Proceedings*, vol. 5, no. 1, pp. 104–112. 2018.

-
- [44] Nur, R., Kurniawan, D., Noordin, M. Y., Izman, S. Optimizing Power Consumption for Sustainable Dry Turning of Treated Aluminum Alloy. *Procedia Manufacturing*, vol. 2, pp. 558–562. 2015.
- [45] Calatoru, V. D., Balazinski, M., Mayer, J. R. R., Paris, H., Erance, E. Diffusion wear mechanism during high-speed machining of 7475-T7351 aluminum alloy with carbide end mills, *Wear*, vol. 265. 2008.
- [46] Qiao, Y., Fan, N., Guo, P., Bai, Y., Wang, S. Surface integrity analysis in turning A03190/304 composites with network reinforcement. *Engineering Science and Technology*, vol. 19, pp. 1966–1970. 2016.
- [47] Zhenchao, Y., Yang, X., Yan, L., Jin, X., Quandai, W. The effect of milling parameters on surface integrity in high-speed milling of ultrahigh strength steel. *Procedia CIRP*, vol. 71, pp. 83–88. 2018.
- [48] Kurkute, V., Chavan, S. T. Modeling and Optimization of surface roughness and microhardness for roller burnishing process using response surface methodology for Aluminum 63400 alloy. *Procedia Manufacturing*, vol. 20, pp. 542–547. 2018.
- [49] Surya, K., Viswanath, K. Effect on Micro-Hardness and Residual Stress in CNC Turning of Aluminium 7075 Alloy. *Materials Today: Proceedings*, vol. 4, no. 2, pp. 975–981. 2017.
- [50] Brown, G. M., Shimizu, K., Kobayashi, K., Thompson, G. E., Wood, G. C. The morphology, structure and mechanism of growth of chemical conversion coatings on aluminium. *Corrosion Science*, vol. 33, no. 9, pp. 1371–1385. 1992.
- [51] Liu, S., Thompson, G. E., Skeldon, P. Vanadate post-treatments of anodised aluminium and AA 2024 T3 alloy for corrosion protection. *Transactions of the IMF*, vol. 96, no. 3, pp. 137–144. 2018.
- [52] Bienvenido, R., Díaz, J. E., Botana, F. J., Cano, M. J., Marcos, M. Preliminary Study of the Influence of Machining Conditions in the Response to Corrosion of UNS-A92024 Alloy. *Advanced Materials Research*, vol. 107, pp. 117–121. 2010.
- [53] Antoranz, J. M., Piris, N. M. Influence of overaging on the mechanical properties and stress corrosion cracking behaviour of 7075 T6 aluminium alloy. *Boletín de la Sociedad Española de Cerámica y Vidrio*, vol. 43, no. 2, pp. 224–228. 2004.
- [54] Lu, J., Song, Y., Hua, L., Zheng, K., Dai, D. Thermal deformation behavior and processing maps of 7075 aluminum alloy sheet based on isothermal uniaxial tensile tests. *Journal of Alloys and Compounds*, vol. 767, pp. 856–869. 2018.
- [55] Benedicto, E., Carou, D., Rubio, E. M. Technical, Economic and Environmental Review of the Lubrication/Cooling Systems Used in Machining Processes. *Procedia Engineering*, vol. 184, pp. 99–116. 2017.
- [56] Organización Internacional de Estandarización. ISO 1143:2010. Metallic materials-Rotating bar bending fatigue testing. International Standardizing Organization. 2010.
- [57] Schijve, J. *Fatigue of structures and materials*. Springer, 2009.
- [58] Paolo, P. *Fatigue and corrosion in Metals*. Springer, 2013.
-

- [59] Sasahara, H. The effect on fatigue life of residual stress and surface hardness resulting from different cutting conditions of 0.45%C steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 45, no. 2, pp. 131-136. 2005.
- [60] Suraratchai, M., Limido, J., Mabru, C., Chieragatti, R. Modelling the influence of machined surface roughness on the fatigue life of aluminium alloy. *International Journal of Fatigue*, vol. 30, no. 12, pp. 2119-2126. 2008.
- [61] James, M. N., Hughes, D. J., Chen, Z., Lombard, H., Hattingh, D. G., Asquith, D., Yates, J. R., Webster, P. Residual stresses and fatigue performance. *Engineering Failure Analysis*, vol. 14, no. 2, pp. 384–395. 2007.
- [62] Reed, E. C., Viens, J. A. The Influence of Surface Residual Stress on Fatigue Limit of Titanium. *Journal of Engineering for Industry*, vol. 82, no. 1, p. 76. 1960.
- [63] García Navas, V., Gonzalo, O., Bengoetxea, I. Effect of cutting parameters in the surface residual stresses generated by turning in AISI 4340 steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 61, pp. 48–57. 2012.
- [64] Yao, C., Lin, J., Wu, D., Ren, J. Surface integrity and fatigue behavior when turning γ -TiAl alloy with optimized PVD-coated carbide inserts. *Chinese Journal of Aeronautics*. 2018.
- [65] Organización Internacional de Estandarización. ISO 12107:2012. *Metallic materials-Fatigue testing-Statistical planning and analysis of data*. 2012.
- [66] Sun, J., Wang, T., Su, A., Chen, W. Surface integrity and its influence on fatigue life when turning nickel alloy GH4169. *Procedia CIRP*, vol. 71, pp. 478–483. 2018.
- [67] Campbell, C. E., Bendersky, L. A., Boettinger, W. J., Ivester, R. Microstructural characterization of Al-7075-T651 chips and work pieces produced by high-speed machining *Materials Science and Engineering A*, vol. 430, no. 1–2, pp. 15–26. 2006.
- [68] Eswara Prasad, N., Srivatsan, T. S., Wanhill, R. J. H., Malakondaiah, G., Kutumbarao, V. V. Fatigue behavior of aluminum-lithium alloys. *Aluminum-Lithium Alloys: Processing, Properties, and Applications*, pp. 341–379. 2013.
- [69] Adinoyi, M. J., Merah, N., Albinmoussa, J., Analysis of low-cycle fatigue behavior of AW2099-T83 Al-Li alloy. *Frattura ed Integrita Strutturale*, vol. 13, no. 49, pp. 487–506. 2019.
- [70] Soboyejo, W. *Fatigue of Materials*. Cambridge University Press, 2002.
- [71] Singh, A. K., Datta, S., Chattopadhyay, A., Riddick, J. C., Hall, A. J. Fatigue crack initiation and propagation behavior in Al – 7075 alloy under in-phase bending-torsion loading. *International Journal of Fatigue*, vol. 126, pp. 346–356. 2019.
- [72] Trško, L., Guagliano, M., Bokůvka, O., Nový, F. Fatigue life of AW 7075 aluminium alloy after severe shot peening treatment with different intensities. *Procedia Engineering*, 2014, vol. 74, pp. 246–252.
- [73] Sravanthi, M., Manjunatha, K. G. Corrosion Studies of As Casted and Heat Treated Aluminium-7075 Composites. *Materials Today: Proceedings*, vol. 5, no. 10, pp. 22581–22594. 2018.

- [74] Javidi, A., Rieger, U., Eichseder, W. The effect of machining on the surface integrity and fatigue life. *International Journal of Fatigue*, vol. 30, no. 10–11, pp. 2050–2055. 2008.
- [75] Zupanc, U., Grum, J. Effect of pitting corrosion on fatigue performance of shot-peened aluminium alloy 7075-T651. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 210, no. 9, pp. 1197–1202. 2010.

Capítulo 5. Conclusiones

Índice

5.1.	Introducción	1
5.2.	Conclusiones.....	2
5.3.	Líneas futuras de investigación	7

5.1. Introducción

El desarrollo de la presente Tesis doctoral ha estado centrado en la búsqueda de criterios y condiciones que permitan mejorar el rendimiento funcional en piezas mecanizadas en seco de aleaciones ligeras de uso estratégico en el sector aeronáutico. Para ello, este estudio ha estado marcado por una elevada componente experimental, abordando las diferentes propiedades geométricas y físico-químicas que están relacionadas con la integridad superficial de piezas mecanizadas.

Los resultados obtenidos son continuación natural de trabajos previos realizados por grupos de investigación de las Universidades de Málaga y de Cádiz, en relación al estudio de comportamiento de procesos de mecanizado de aleaciones ligeras de uso aeronáutico.

En particular, se han realizado diferentes operaciones de torneado en seco sobre la aleación de aluminio UNS A97075, evaluando la influencia de los parámetros de corte (velocidad de corte, avance y profundidad de corte) en la integridad superficial. Inicialmente el planteamiento de esta tesis se iba a centrar en la influencia de los parámetros de corte en el comportamiento a fatiga de esta aleación, pero finalmente se ha decidido ampliar el estudio de forma que los aspectos evaluados como variables de salida del proceso han sido las propiedades microgeométricas, a través de la rugosidad superficial (Ra y Rz), las propiedades macrogeométricas, a partir de las desviaciones de forma, así como el efecto sobre diferentes propiedades mecánicas como la microdureza superficial, la resistencia a la tracción y el comportamiento a fatiga. Además, se han sometido diferentes muestras mecanizadas a procesos de corrosión por inmersión, evaluando su efecto sobre la rugosidad superficial (Ra y Rz), la microdureza superficial y el comportamiento a fatiga a baja carga.

En este capítulo se presentan las principales conclusiones, extraídas a partir de la aplicación de la metodología experimental propuesta en esta Tesis Doctoral, y del análisis de los resultados obtenidos. Igualmente se proponen diferentes líneas de desarrollo futuro que complementarían esta investigación en torno a la influencia del mecanizado sobre la integridad superficial.

5.2. Conclusiones

Tras la aplicación de la metodología experimental y del análisis de resultados obtenidos en el proceso de investigación, pueden considerarse las siguientes conclusiones:

Aspectos generales

1. Se ha constatado que el desarrollo de la investigación, en sectores productivos de gran exigencia como el aeronáutico, está encaminado a la mejora del rendimiento de los procesos a partir de las diferentes dimensiones a las que se encuentra asociado: funcional, económico, energético y medioambiental.
2. La bibliografía consultada ha mostrado diferentes aspectos que caracterizan la integridad superficial, pudiendo ser abordada desde distintos enfoques alternativos. Para el desarrollo de esta Tesis Doctoral se ha considerado un enfoque de la integridad superficial centrado en el rendimiento funcional de piezas mecanizadas a partir del análisis de propiedades geométricas y físico-químicas.
3. A partir de estudios previos, se ha realizado un análisis del estado del arte de la influencia de las condiciones de corte, en operaciones de mecanizado, sobre los diferentes aspectos que afectan a la integridad superficial en las aleaciones de aluminio de uso aeronáutico. Tras su análisis, se ha observado la existencia de numerosos estudios relacionados con su influencia sobre propiedades microgeométricas. Sin embargo, el ámbito de los desarrollos sobre las propiedades macrogeométricas y físico-químicas es mucho más reducido, quedando un amplio margen de estudios por desarrollar.
4. Se ha establecido una metodología experimental para el desarrollo del conjunto de ensayos realizados. Aunque dicha metodología se ha elaborado, principalmente, para el estudio de la influencia de la velocidad de corte y del avance sobre diferentes propiedades de la integridad superficial, ésta puede adaptarse con facilidad a la selección de otras condiciones de corte, como variables de entrada del proceso en estudio.
5. Se ha realizado un análisis del conjunto de resultados experimentales generados en el proceso de investigación, considerando como variables de salida del proceso: la morfología de la viruta, el desgaste de la herramienta, la rugosidad superficial, las desviaciones geométricas, la microdureza superficial, la resistencia a tracción, el comportamiento a fatiga, así como la influencia de un proceso de corrosión por inmersión sobre la microdureza superficial y el comportamiento a fatiga del material.

Análisis de la viruta

6. La morfología de la viruta obtenida en las operaciones de torneado ha presentado una baja fragmentabilidad, con una elevada tendencia a formar nidos de virutas, viéndose influenciada principalmente por incrementos en los valores de velocidad de corte y, especialmente, a bajos valores de avance.
7. El elevado contenido de Zn que posee la aleación de aluminio UNS A97075 dificulta la fragmentabilidad de la viruta, debido a una mayor plasticidad del material.

Análisis del desgaste de la herramienta

8. El principal mecanismo de desgaste en la herramienta de corte se ha debido a la adhesión de material en la cara de desprendimiento, apareciendo BUL y BUE. Este desgaste se ve favorecido con el incremento de la velocidad de corte y del avance.
9. El incremento del tiempo efectivo de corte de la herramienta ha mostrado una mayor cantidad de material adherido en la cara de desprendimiento de la herramienta (BUL), aunque a bajas velocidades de corte la adhesión puede considerarse poco significativa.

Análisis de las propiedades microgeométricas

10. El estudio del acabado superficial se ha realizado a partir de los parámetros Ra y de Rz , obteniéndose valores de Ra en buen acuerdo con investigaciones previas de aleaciones similares. En contraste, el comportamiento de Rz no había sido evaluado en función de las condiciones de corte en investigaciones previas, observándose, tras su análisis, que se encuentra influenciado principalmente por el avance, tal como ocurre para Ra . Además, se aprecia una relación de tipo potencial entre Ra y f , mientras que la relación entre Rz y f , en los estudios realizado, muestra una tendencia a la linealidad, en el rango de parámetros de corte estudiados.
11. En las muestras sometidas a procesos de corrosión, los valores de Ra y Rz presentan una influencia de las condiciones de corte similar a las obtenidas previamente al proceso de corrosión. A pesar de ello, la dispersión de las medidas realizadas ha aumentado con respecto a las obtenidas previamente al proceso de corrosión, haciéndose más evidente en Rz . Esto es debido a que el proceso de corrosión no ha afectado de la misma forma a toda la superficie el material mecanizado.
12. Conforme aumenta el tiempo efectivo de corte de la herramienta, se han observado, de forma general, variaciones en los valores de Ra medidos, presentando una cierta tendencia a reducir el valor de Ra , debido a una modificación de la geometría de corte por aparición de BUE en la herramienta. Sin embargo, para combinaciones de bajos valores de v_c y altos valores de f , se observa una estabilización de los valores de Ra , independientemente del tiempo de mecanizado, debido inicialmente a la baja adhesión de material (BUE) y posteriormente por la estabilización de la cantidad de material adherido en el filo de corte de la herramienta.

Análisis de las desviaciones macrogeométricas

13. Se ha evaluado la influencia de las condiciones de corte (v_c , f) sobre diferentes desviaciones macrogeométricas. Para las desviaciones de STR, CRO, RON y CYL se ha podido observar cómo un incremento en el valor de los parámetros de corte tiende a aumentar dichas desviaciones, siendo más evidente en CYL. Por otro lado, para las desviaciones de PAR, CON y TCRO, no se ha podido observar una clara influencia de los parámetros de corte sobre las desviaciones, aunque el mayor valor de desviaciones se obtuvo para combinaciones de valores altos de v_c y f .
14. La geometría de la probeta utilizada para el análisis de las desviaciones macrogeométricas ha permitido la diferenciación de tres zonas con diferentes características (empotrada, calibrada y apoyada). En ellas, se ha observado que, en las medidas realizadas en la zona empotrada, los valores de las desviaciones se han visto reducidos, debido a que las secciones correspondientes a esta zona, se encontraban próximas al plato de garras, por lo que la deformación sufrida durante el proceso de mecanizado ha sido pequeña. Esto ha originado que en dicha zona no se observe una influencia de las condiciones de corte sobre las diferentes desviaciones evaluadas. Por otro lado, en las zonas apoyada y calibrada, el aumento de las deformaciones, debido a la aplicación de las fuerzas de corte y a la esbeltez de la probeta, ha originado un incremento notable en las desviaciones geométricas.
15. La influencia de los parámetros de corte sobre las diferentes desviaciones macrogeométricas obtenidas en el presente estudio ha sido más evidente que en investigaciones previas, para similares aleaciones de aluminio en las que la probeta mecanizada presentaba una mayor rigidez, por lo que se ha constatado que la esbeltez de la probeta a mecanizar es un parámetro que se debe tener en cuenta en el análisis de dichas desviaciones.
16. Se han propuesto modelos paramétricos de tipo potencial para las desviaciones de STR, CRO y RON, en los que se ha podido evidenciar una alta influencia de los parámetros de corte en dichas desviaciones geométricas. Si bien f ha mostrado una fuerte influencia en las tres desviaciones geométricas analizadas, para CRO la influencia de v_c puede considerarse despreciable. Por otro lado, para STR y RON, v_c es el parámetro que ha mostrado mayor influencia en dichas desviaciones.
17. Tras el análisis de la influencia del desgaste en las desviaciones macrogeométricas, se puede considerar, de forma general, que la modificación de la geometría del corte, por adición de material en el filo de corte de la herramienta (BUE), ha mostrado un efecto positivo sobre las desviaciones de STR, CRO y RON, mientras que, para PAR, CON, TCRO y CYL, no se ha podido observar una clara influencia del desgaste sobre dichas desviaciones.
18. Si bien se produce una reducción de las desviaciones geométricas, conforme aumenta el tiempo efectivo de corte de la herramienta, por la adhesión de material en el filo de corte, este efecto se ve reducido a bajos valores de avance f (0.05-0.10 mm/r), siendo poco significativo. Esto ocurre para todas las desviaciones macrogeométricas analizadas.

Análisis de la microdureza superficial

19. Se han llevado a cabo diferentes ensayos de microdureza, variando los valores de v_c y f . En ellos no se ha observado una clara influencia ni de v_c , ni de f en el valor de la microdureza, sin embargo, la operación de mecanizado si ha aumentado el valor de dicha microdureza, en comparación con una muestra sin mecanizar, debida a la deformación plástica que sufre la superficie durante el proceso de mecanizado.
20. Al aumentar, el valor de v_c , se ha observado una tendencia a reducir la microdureza superficial, de forma que valores de $v_c = 120$ m/min han propiciado valores de microdureza superficial incluso inferiores a los de la muestra sin mecanizar. Este hecho se hace más notable para valores altos de f . Esta reducción de la microdureza se debe a que al aumentar v_c , el efecto térmico del mecanizado cobra mayor importancia que el efecto mecánico.

Análisis de la microdureza superficial en muestras sometidas a corrosión

21. Se ha determinado que la aplicación de un proceso de corrosión por inmersión salina sobre muestras mecanizadas y no mecanizadas origina un efecto negativo sobre la microdureza superficial. Este hecho se ve agravado en el caso de las probetas con mayor v_c (60-80 m/min), siendo poco significativo para v_c menores.
22. El efecto negativo del proceso de corrosión sobre Ra no ha sido el suficiente para que f muestre una clara influencia en la microdureza superficial de las muestras corroídas, siendo, por tanto, las características microestructurales de las probetas, previas al mecanizado, el principal elemento que afecta a la microdureza superficial.

Análisis de la resistencia a la tracción

23. En los diferentes ensayos de tracción realizados sobre probetas mecanizadas con distintos valores de v_c , a_p y f , se ha observado que v_c es el parámetro de mayor influencia, afectando negativamente su crecimiento al valor de la UTS obtenida. Sin embargo, ni a_p , ni f han mostrado una clara influencia sobre la UTS, presentando variaciones poco significativas. Este hecho es debido al efecto térmico del mecanizado, que modifica la microestructura superficial de la muestra.

Análisis del comportamiento a fatiga

24. Para poder abordar este estudio, se ha construido una máquina a fatigas para ensayos por flexión rotativa. Dicho equipo se ha realizado a partir de la adaptación del motor y el bloque cinemático (módulo de potencia) de un torno manual que se encontraba en desuso. Para su montaje, se ha realizado el cálculo y fabricación de la estructura que soporta el módulo de potencia, albergando, además, un módulo para colocación de la carga, un módulo eléctrico y un módulo de medición de ciclos obtenidos en el ensayo. Dicho

- equipo cuenta con las protecciones necesarios para que su utilización sea segura.
25. Se ha realizado un estudio de la influencia de v_c y f sobre el comportamiento a fatiga en la aleación de aluminio UNS A97075. Para ello se han realizado ensayos de fatiga por flexión rotativa aplicando cuatro cargas de diferente valor.
 26. En las secciones de fractura analizadas, se ha observado que la generación y nucleación de microgrietas se ha originado en la superficie de la muestra, mostrando un crecimiento de grieta transgranular hasta alcanzar la rotura frágil por fatiga. Este mecanismo se puede considerar que es el que se produce de forma generalizada en todas las muestras ensayadas.
 27. El comportamiento a fatiga del material, de forma general, se ve afectado negativamente por un incremento en los valores de v_c y f , siendo v_c el parámetro de corte de mayor influencia.
 28. Considerando que la relación S-N muestra una relación de tipo potencial, se han propuesto diferentes modelos paramétricos, que relacionan el comportamiento a fatiga con la carga aplicada y los parámetros de corte, siguiendo un modelo de tipo igualmente potencial. Previamente se han establecido modelos marginales, $N = g(S, f)$, para cada uno de los valores de v_c analizados y, con posterioridad, se ha propuesto un modelo paramétrico que incluye también v_c , $N = g(S, v_c, f)$.
 29. En estos modelos propuestos, se ha observado que, para bajos valores de S , la influencia de los parámetros de corte en N es más significativa, mientras que, para altos valores de S , los valores de N tienden a converger de forma que v_c y f tienen menor influencia en el comportamiento a fatiga del material.
 30. En un elevado número de muestras ensayadas, la sección de rotura no se ha originado en la sección de máxima tensión, sino en zonas próximas a ella, pero sometidas a un menor valor de S , por lo que se ha vuelto a realizar el análisis de la influencia de los parámetros de corte adaptando el valor de S en función de la sección donde se produjo la fractura por fatiga. Bajo esta consideración se han propuesto unos modelos paramétricos que presentan una mayor robustez.
 31. Los nuevos modelos obtenidos, aunque han mostrado un menor ajuste con respecto a los resultados experimentales, se pueden considerar razonables debido a la dispersión de resultados, que es habitual en estudios de comportamiento a fatiga.
 32. Dichos modelos han realizado correcciones en la influencia de los parámetros de corte sobre el comportamiento a fatiga, ajustando el hecho de que un incremento de f genera un peor comportamiento a fatiga del material.
 33. El ajuste del estudio, con respecto a la zona donde se ha originado la sección de fractura, ha generado modelos más conservadores a los obtenidos en el análisis que empleaba el valor máximo de S , según la carga aplicada. Además, dichos modelos muestran una mayor influencia de v_c y f , reduciendo la influencia de S , que en el modelo considerado con S máxima.

Análisis del comportamiento a fatiga en muestras sometidas a corrosión

34. Se ha desarrollado un estudio de la influencia de las condiciones de corte en el comportamiento a fatiga de muestras sometidas a corrosión por inmersión en disolución salina. Para ello se han realizado ensayos por flexión rotativa a muestras mecanizadas con diferentes valores de v_c y f , y se les ha aplicado a todas ellas una carga que origina una carga máxima de 244 MPa en la sección esperada de rotura del material por fatiga.
35. La sección de fractura ha mostrado, al igual que en las muestras sin corrosión, que el inicio de la fractura se origina en la superficie de la muestra, aunque en estas muestras se ha observado que, con mayor frecuencia, han aparecido diferentes puntos de generación y nucleación de microgrietas.
36. El proceso de corrosión ha afectado negativamente al comportamiento a fatiga, reduciendo el valor de N obtenido, en comparación con las muestras ensayadas sin estar sometidas a un proceso de corrosión.
37. El incremento del valor de los parámetros de corte (v_c , f) ha afectado negativamente al valor de N obtenido, aunque su influencia se puede considerar menos significativa que en las probetas sin estar sometidas a corrosión.

5.3. Líneas futuras de investigación

Tras el análisis de resultados y elaboración de conclusiones, a continuación, se propone un conjunto de líneas de trabajo que permitirían complementar los estudios realizados en la presente investigación:

1. Evaluar la esbeltez de la probeta a mecanizar en las desviaciones macrogeométricas, relacionándola con las fuerzas de corte aplicadas durante el mecanizado y la deformación originada durante el mismo.
2. Ampliar el rango de valores de parámetros de corte en el análisis de la microdureza, la resistencia a tracción y el comportamiento a fatiga.
3. Estudiar las tensiones residuales generadas durante el proceso de torneado a muestras mecanizadas en el rango de parámetros de corte utilizados en esta investigación.
4. Completar el estudio del comportamiento a fatiga en probetas sometidas a un proceso de corrosión, variando el valor de cargas aplicadas, de forma que permitan estudiar la influencia de los parámetros de corte en piezas corroídas por inmersión, haciendo extensible esta investigación a otros procesos de corrosión, como puede ser la utilización de una cámara de niebla salina.
5. Analizar la aparición de grieta superficial, evaluando su aparición de forma que permita discriminar el efecto de aparición de grieta originado por el mecanizado frente al propio mecanismo de crecimiento de grieta independiente a la operación de mecanizado.
6. Aplicar el proceso de investigación utilizado en esta investigación en otro tipo de aleaciones ligeras de uso aeronáutico que estén poco estudiadas.

Capítulo 6. Bibliografía

6.1. Bibliografía

- [1] Aboulkhair, N. T., Maskery, I., Tuck, C., Ashcroft, I., Everitt, N. M. Improving the fatigue behaviour of a selectively laser melted aluminium alloy: Influence of heat treatment and surface quality. *Materials and Design*, vol. 104, pp. 174–182. 2016.
- [2] Abrão, A. M., Ribeiro, J. L. S., Davim, J. P. Surface Integrity. *Machining of Hard Materials*, pp. 115–141. 2011.
- [3] Abúndez, A., Pereyra, I., Campillo, B., Serna, S., Alcudia, E., Molina, A., Blanco, A., Mayén, J. Improvement of ultimate tensile strength by artificial ageing and retrogression treatment of aluminium alloy 6061. *Materials Science and Engineering A*, vol. 668, pp. 201–207, 2016.
- [4] Adinoyi, M. J., Merah, N., Albinmoussa, J., Analysis of low-cycle fatigue behavior of AW2099-T83 Al-Li alloy. *Frattura ed Integrità Strutturale*, vol. 13, no. 49, pp. 487–506. 2019.
- [5] Agencia española de seguridad aeroportuaria. Plan de acción de la agencia estatal, 2019.
- [6] Aggerbeck, M., Canulescu, S., Dirscherl, K., Johansen, V. E., Engberg, S., Schou, J., Ambat, R. Appearance of anodised aluminium: Effect of alloy composition and prior surface finish. *Surface and Coatings Technology*, vol. 254, pp. 28–41. 2014.
- [7] de Agustina, B., Bernal, C., Camacho, A. M., Rubio, E. M. Experimental analysis of the cutting forces obtained in dry turning processes of UNS A97075 aluminium alloys. *Procedia Engineering*, vol. 63, pp. 694–699. 2013
- [8] Ajithkumar, J. ., Xavior, M. A. Cutting Force and Surface Roughness Analysis During Turning of Al 7075 Based Hybrid Composites. *Procedia Manufacturing*, vol. 30, pp. 180–187. 2019.

- [9] Akkurt, A. The effect of cutting process on surface microstructure and hardness of pure and Al 6061 aluminium alloy. *Engineering Science and Technology, an International Journal*, vol. 18, no. 3, pp. 303–308. 2015.
- [10] Alfonso, I., Maldonado, C., González, J. G., Medina, A. Efecto de las variables experimentales sobre la microdureza en aleaciones Al-6Si-3Cu-xMg T6. *Matéria*, vol. 13, no. 1, pp. 110–118. 2008.
- [11] Altenbach, C., Schnatterer, C., Mercado, U. A., Suuronen, J.-P., Zander, D., Requena, G. Synchrotron-based holotomography and X-ray fluorescence study on the stress corrosion cracking behavior of the peak-aged 7075 aluminum alloy. *Journal of Alloys and Compounds*, p. 152722. 2019.
- [12] American National Standard, Alloy and Temper Designation Systems for Aluminum. Aluminum Association. 1998.
- [13] Anon, A. Surface integrity, *Manufacturing Engineering*, vol. 103, no. 1. 1989.
- [14] Antoranz Pérez, J. M. Desarrollo de nuevos tratamientos térmicos para aleaciones avanzadas de interés aeroespacial. Tesis Doctoral, Universidad Politécnica de Madrid, 2012.
- [15] Aouici, H., Yallese, M. A., Chaoui, K., Mabrouki, T., Rigal, J.-F. Analysis of surface roughness and cutting force components in hard turning with CBN tool: Prediction model and cutting conditions optimization. *Measurement*, vol. 45, no. 3, pp. 344–353. 2012.
- [16] Askeland, D., Fulay, P., Wright, W. *Ciencia e ingeniería de materiales*. Cengage Learning Inc., 2012.
- [17] Aslantas, K., Çiçek, A. High speed turning of Ti6Al4V alloy in micro cutting conditions. *Procedia CIRP*, vol. 77, pp. 58–61. 2018.
- [18] Astakhov, V. P. Surface integrity - Definition and importance in functional performance. *Surface Integrity in Machining*, Springer London, pp. 1–35. 2010.
- [19] ASM Handbook. Volume 5: Surface Engineering, no. 5. 1996.
- [20] Asociación española de empresas tecnológicas del sector de la defensa seguridad aeronáutica y Espacio. *Agenda sectorial de la Industria aeronáutica*, 2018.
- [21] Asociación Española de Normalización. UNE-EN ISO 4288:1998. Especificación geométrica de producto (GPS). Calidad superficial: Método del perfil. Reglas y procedimientos para la evaluación del estado superficial. 1998.
- [22] Asociación Española de Normalización. UNE-EN ISO 6507-1:2018. Materiales metálicos. Ensayo de dureza Vickers. Parte 1: Métodos de ensayo. 2018.
- [23] Asociación Española de Normalización. UNE-EN ISO 6892-1:2017. Materiales metálicos. Ensayo de tracción. Parte 1: Método de ensayo a temperatura ambiente. 2017.
- [24] Asociación Española de Normalización. UNE 16148:1985. Ensayos de duración de herramientas en torno de corte único. 1985.

- [25] Asociación Española de Normalización. UNE 38371:2003 Aluminio y aleaciones de aluminio para forja. 2003.
- [26] ASTM International, Metals and Alloys in the Unified Numbering System (UNS), 11th ed. West Conshohocken. 2008.
- [27] Auque, F. The space industry in the context of the European aeronautics and defence sector. *Air & Space Europe*, vol. 2, no. 6, pp. 22–25. 2000.
- [28] Azwadi, N., Samion, S., Ghaderian, J., Noor, M., Yazid, M. Recent progress on the application of nanofluids in minimum quantity lubrication machining: A review. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 108, pp. 79–89. 2017.
- [29] Bai, Y., Chaudhari, A., Wang, H. Investigation on the microstructure and machinability of ASTM A131 steel manufactured by directed energy deposition. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 276. 2020.
- [30] Bandeira, R. M., van Drunen, J., Garcia, A. C., Tremiliosi-Filho, G. Influence of the thickness and roughness of polyaniline coatings on corrosion protection of AA7075 aluminum alloy. *Electrochimica Acta*, vol. 240, pp. 215–224., 2017.
- [31] Baptista, C. A., Lima, M. , Riva, R., Siqueira, R. Fatigue crack growth behavior of laser-shock processed aluminum alloy 2024-T3. *Procedia Structural Integrity*, vol. 17, pp. 324–330. 2019.
- [32] Bayoumi, M. R., The mechanics and mechanisms of fracture in stress corrosion cracking of aluminium alloys. *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 54, no. 6, pp. 879–889. 1996.
- [33] Belgasim, O., El-Axir, M. H. Modeling of residual stresses induced in machining Aluminum Magnesium Alloy (Al-3Mg). *WCE 2010 - World Congress on Engineering 2010*, vol. 2, pp. 1268–1273. 2010.
- [34] Benardos, P. G., Vosniakos, G. C. Predicting surface roughness in machining: A review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 43, no. 8, pp. 833–844. 2003.
- [35] Benedicto, E., Carou, D., Rubio, E. M. Technical, Economic and Environmental Review of the Lubrication/Cooling Systems Used in Machining Processes. *Procedia Engineering*, vol. 184, pp. 99–116. 2017.
- [36] Benchergui, D., Svoboda, C. Aircraft design. *Aerospace America*, vol. 50, no. 11, p. 28. 2012.
- [37] Bermudo, C., Trujillo, F. J., Herrera, M., Sevilla, L. Parametric analysis of the Ultimate Tensile Strength in dry machining of UNS A97075 Alloy. *Procedia Manufacturing*, vol. 13, pp. 81–88, 2017.
- [38] Bienvenido, R., Díaz Vázquez, J. E., Botana, J., Cano, M. J., Marcos, M. Preliminary study of the influence of machining conditions in the response to corrosion of UNS-A92024 alloy. *Advanced Materials Research*, vol. 107, no. 1, pp. 117–121. 2010.

- [39] Boldyrev, I., Shchurov, I., Nikonov, A. Numerical simulation of the Aluminum 6061-T6 cutting and the effecto of the constitutive material model an failure creterio on cutting forces prediction. *Procedia Engeneering*, vol. 150, pp. 866-870. 2016.
- [40] Brace, A. W. Surface treatment and finishing of aluminium. *British Corrosion Journal*, vol. 23, no. 3, pp. 156–156. 1988.
- [41] Brown, G. M., Shimizu, K., Kobayashi, K., Thompson, G. E., Wood, G. C. The morphology, structure and mechanism of growth of chemical conversion coatings on aluminium. *Corrosion Science*, vol. 33, no. 9, pp. 1371–1385. 1992.
- [42] Campbell, C. E., Bendersky, L. A., Boettinger, W. J., Ivester, R. Microstructural characterization of Al-7075-T651 chips and work pieces produced by high-speed machining. *Materials Science and Engineering A*, vol. 430, no. 1–2, pp. 15–26. 2006.
- [43] Campbell, F. *Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials*. Elsevier, 2006.
- [44] Calatoru, V. D., Balazinski, M., Mayer, J. R. R., Paris, H., Erance, E. Diffusion wear mechanism during high-speed machining of 7475-T7351 aluminum alloy with carbide end mills *Wear*, vol. 265. 2008.
- [45] Capello, E. Residual stresses in turning: Part I: Influence of process parameters. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 160, no. 2, pp. 221–228. 2005.
- [46] Carrilero, M. S., Marcos Bárcena, M., Álvarez, A. M., Sánchez, M., González, F. Predicción dinanométrica del comportamiento de la aleación AA2024 en los procesos de mecanizado en un rango de velocidades moderadas. *Boletín de la Sociedad Española de Cerámica y Vidrio*, vol. 36, no. 2, pp. 222–225. 1997.
- [47] Castro Patiño, L. F. Aleaciones de Aluminio y su Importancia en la Industria Aeroespacial, *Metal actual*, pp. 12–21. 2015.
- [48] Chandrasekaran, H., Johansson, J. O. Influence of processing conditions and reinforcement on the surface quality of finish machined aluminium alloy matrix composites. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 46, no. 1. 1997.
- [49] Confederación de organizaciones empresariales. *El transporte aéreo: aportación a la economía española y propuestas para la mejora de su competitividad*, 2019.
- [50] Coto, B., Navas, V. G., Gonzalo, O., Aranzabe, A., Sanz, C. Influences of turning parameters in surface residual stresses in AISI 4340 steel. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 53, no. 9–12, pp. 911–919. 2011.
- [51] Dahlman, P., Gunnberg, F., Jacobson, M. The influence of rake angle, cutting feed and cutting depth on residual stresses in hard turning. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 147, no. 2, pp. 181–184. 2004.
- [52] Das, D., Chapagain, A. Cutting temperature and tool flank wear during turning aluminium matrix composite in air-water spray environment - a Taguchi approach. *Materials Today: Proceedings*, vol. 5, no. 9, pp. 18527–18534. 2018.

- [53] Davies, D. P., Jenkins, S. L., Legg, S. J. The effect machining processes can have on the fatigue life and surface integrity of critical helicopter components. *Procedia CIRP*, vol. 13, pp. 25–30. 2014.
- [54] Davim, J. P., Surface integrity in machining. Springer, 2010.
- [55] Degner, J., Böhm, W., Herrmann, J., Köhler, M., Merklein, M. Manufacturing and Characterization of Multilayered 7000-Series Aluminum with Improved Corrosion Behavior Processed via Accumulative Roll Bonding. *Materials Today: Proceedings*, vol. 10, pp. 368–375. 2019.
- [56] Denguir, L. A., Outeiro, J. C., Fromentin, G., Vignal, V., Besnard, R. A physical-based constitutive model for surface integrity prediction in machining of OFHC copper, 2017.
- [57] Desbiens, J., Robert-Perron, E., Blais, C., Chagnon, F. Effect of green machining on the tensile properties and fatigue strength of powder metallurgy sinter-hardenable steel components. *Materials Science and Engineering A*, vol. 546, pp. 218–222. 2012.
- [58] Diario la Razon. La industria española de Defensa, Aeronáutica y Espacio facturó un 5,8% más en 2018. <https://www.larazon.es/espana/la-industria-espanola-de-defensa-aeronautica-y-espacio-facturo-un-58-mas-en-2018-GK23924727/>. Último acceso: Diciembre 2019.
- [59] Dillon, O. W., Umbrello, D., Jawahir, I. S., Rotella, G., Settineri, L. Finite element modeling of microstructural changes in turning of AA7075-T651 Alloy. *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 15, no. 1, pp. 87–95. 2012.
- [60] Diniz, A. E., Micaroni, R. Cutting conditions for finish turning process aiming: the use of dry cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 42, no. 8, pp. 899–904. 2002.
- [61] Dong, P., Sun, D., Wang, B., Zhang, Y., Li, H. Microstructure, microhardness and corrosion susceptibility of friction stir welded AlMgSiCu alloy. *Materials and Design*, vol. 54, pp. 760–765. 2014.
- [62] Dornfeld, D. Green manufacturing: Fundamentals and applications. Springer, 2013.
- [63] Duc, T. M., Long, T. T., Chien, T. Q. Performance Evaluation of MQL Parameters Using Al₂O₃ and MoS₂ Nanofluids in Hard Turning 90CrSi Steel. *Lubricants*, vol. 7, no. 5, p. 40. 2019.
- [64] Eapen, J., Murugappan, S., Arul, S. A Study on Chip Morphology of Aluminum Alloy 6063 during Turning under Pre Cooled Cryogenic and Dry Environments. *Materials Today: Proceedings*, vol. 4, no. 8, pp. 7686–7693. 2017.
- [65] Esmaeilian, B., Behdad, S., Wang, B. The evolution and future of manufacturing: A review. *Journal of Manufacturing Systems*, vol. 39, pp. 79–100. 2016.
- [66] Esparza Rodriguez, M. A. R. El aluminio, material trascendente en la historia humana. *Temas de ciencia y Tecnología*, vol. 21, pp. 3–9, 2017.
- [67] Eswara Prasad, N., Srivatsan, T. S., Wanhill, R. J. H., Malakondaiah, G., Kutumbarao, V. V. Fatigue behavior of aluminum-lithium alloys. *Aluminum-*

- Lithium Alloys: Processing, Properties, and Applications, pp. 341–379. 2013.
- [68] Farid, R., Rajan, K., Sarkar, D. K. Enhanced corrosion protection of aluminum by ultrasonically dip coated sodium silicate thin films. *Surface and Coatings Technology*, vol. 374, pp. 355–361. 2019.
- [69] Field, M., Kahles, J. F., Cammett, J. T. A review of measuring methods for surface integrity. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 21, no. 2, pp. 219–238. 1972.
- [70] Fielder, R., Millwater, H., Montoya, A., Golden, P. Efficient estimate of residual stress variance using complex variable finite element methods. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 173, pp. 101–113. 2019.
- [71] François, R., Laurens, S., Deby, F., *Corrosion and its Consequences for Reinforced Concrete Structures*. Elsevier, 2018.
- [72] Gangopadhyay, S., Acharya, R., Chattopadhyay, A. K., Sargade, V. G., Effect of cutting speed and surface chemistry of cutting tools on the formation of BUL or BUE and surface quality of the generated surface in dry turning of AA6005 aluminium alloy. *Machining Science and Technology*, vol. 14, no. 2, pp. 208–223. 2010.
- [73] García Navas, V., Gonzalo, O., Bengoetxea, I. Effect of cutting parameters in the surface residual stresses generated by turning in AISI 4340 steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 61, pp. 48–57. 2012.
- [74] Garza-Ulloa, J. Methods to develop mathematical models: traditional statistical analysis. *Applied Biomechatronics using Mathematical Models*, pp. 239–371. 2018.
- [75] Gassner, E., Schütz, W. *Fatigue Design Procedures*. Elsevier, 1969.
- [76] Gassner, M., Schalk, N., Tkadletz, M., Pohler, M., Czettl, C., Mitterer, C. Influence of cutting speed and workpiece material on the wear mechanisms of CVD TiCN/ α -Al₂O₃ coated cutting inserts during turning. *Wear*, vol. 398–399, pp. 90–98. 2018.
- [77] Gökkaya, H. The effects of machining parameters on cutting forces, surface roughness, Built-Up Edge (BUE) and Built-Up Layer (BUL) during machining AA2014 (T4) Alloy. *Journal of Mechanical Engineering*, vol. 56, no. 9, pp. 584–593. 2010.
- [78] Goindi, G. S., Sarkar, P. Dry machining: A step towards sustainable machining – Challenges and future directions. *Journal of Cleaner Production*, vol. 165, pp. 1557–1571. 2017.
- [79] Gómez Parra, Á. Estudio de la influencia del mecanizado en el rendimiento funcional de aleaciones de aluminio de uso estratégico en la industria aeronáutica. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2016.
- [80] Gómez-Parra, A., Álvarez-Alcón, M., Salguero, J., Batista, M., Marcos, M. Analysis of the evolution of the Built-Up Edge and Built-Up Layer formation mechanisms in the dry turning of aeronautical aluminium alloys. *Wear*, vol. 302, no. 1–2, pp. 1209–1218. 2013.

-
- [81] Gómez-Parra, A., Puerta, F. J., Rosales, E. I., González-Madrigal, J. M., Marcos, M. Study of the influence of cutting parameters on the Ultimate Tensile Strength (UTS) of UNS A92024 alloy dry turned bars. *Procedia Engineering*, vol. 63, pp. 796–803. 2013.
- [82] Goncharenko, A. V. *Aeronautical and Aerospace Material and Structural Damages to Failures: Theoretical Concepts*. *International Journal of Aerospace Engineering*, vol. 2018, 2018.
- [83] Griffiths, B. *Manufacturing surface technology: surface integrity & functional performance*. Penton press, 2001.
- [84] Grzesik, W. *Advanced Machining Processes of Metallic Materials*. Elsevier, 2008.
- [85] Guérin, M., Alexis, J., Andrieu, E., Blanc, C., Odemer, G. Corrosion-fatigue lifetime of Aluminium-Copper-Lithium alloy 2050 in chloride solution. *Materials and Design*, vol. 87, pp. 681–692. 2015.
- [86] Guo, J., Fu, H., Pan, B., Kang, R. Recent progress of residual stress measurement methods: A review. *Chinese Journal of Aeronautics*. 2019.
- [87] Hagen, C. M. H., Hognestad, A., Knudsen, O., Sørby, K. The effect of surface roughness on corrosion resistance of machined and epoxy coated steel. *Progress in Organic Coatings*, vol. 130, pp. 17–23. 2019.
- [88] Hartmann, C., Eder, M., Opritescu, D., Maier, D., Santaella, M., Volk, W. Geometrical compensation of deterministic deviations for part finishing in bulk forming. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 261, no. Noviembre 2017, pp. 140–148. 2018.
- [89] Hauk, V., Behnken, H. *Structural and Residual Stress Analysis by Nondestructive Methods*, in *Structural and Residual Stress Analysis by Nondestructive Methods*. Elsevier. 1997.
- [90] He, C. L., Zong, W. J., Zhang, J. J. Influencing factors and theoretical modeling methods of surface roughness in turning process: State-of-the-art. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 129, no. Febrero, pp. 15–26. 2018.
- [91] Hegab, H., Darras, B., Kishawy, H. A. Sustainability Assessment of Machining with Nano-Cutting Fluids. *Procedia Manufacturing*, vol. 26, pp. 245–254. 2018.
- [92] Heinz, A., Haszler, A., Keidel, C., Moldenhauer, S., Benedictus, R., Miller, W. Recent development in aluminium alloys for aerospace applications., *Materials Science and Engineering: A*, vol. 280, no. 1, pp. 102–107. 2000.
- [93] Hemanth, J. Effect of chilling on soundness and ultimate tensile strength (UTS) of aluminum alloy-corundum particulate composite. *Materials and Design*, vol. 22, no. 5, pp. 375–382. 2001.
- [94] Hernández-González, L. W., Pérez-Rodríguez, R., Dumitrescu, L., Montero-Sarmiento, R. Estudio de la influencia de los parámetros de corte en la integridad superficial y las desviaciones durante el fresado del acero AISI 1010. *Revista Tecnología en Marcha*, vol. 28, no. 4, p. 26. 2015.

- [95] Horváth, R., Drégelyi-Kiss, Á., Analysis of surface roughness of aluminum alloys fine turned: United phenomenological models and multi-performance optimization. *Measurement: Journal of the International Measurement Confederation*, vol. 65, pp. 181–192. 2015.
- [96] Huang, K., Yang, W., Ye, X. Adjustment of machining-induced residual stress based on parameter inversion. *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 135, pp. 43–52. 2018.
- [97] Hufnagel, W., Coca, P. *Manual del aluminio*. 1992.
- [98] Huo, M., Zhao, J., Xie, H., Jia, F., Li, S., Zhang, H., Jiang, Z. Effects of micro flexible rolling and annealing on microstructure, microhardness and texture of aluminium alloy. *Materials Characterization*, vol. 148, pp. 142–155. 2019.
- [99] Imran, M., Khan, A. R. A., Megeri, S., Sadik, S. Study of hardness and tensile strength of Aluminium-7075 percentage varying reinforced with graphite and bagasse-ash composites. *Resource-Efficient Technologies*, vol. 2, no. 2, pp. 81–88. 2016.
- [100] James, M. N., Hughes, D. J., Chen, Z., Lombard, H., Hattingh, D. G., Asquith, D., Yates, J. R., Webster, P. Residual stresses and fatigue performance. *Engineering Failure Analysis*, vol. 14, no. 2, pp. 384–395. 2007.
- [101] Javidi, A., Rieger, U., Eichseder, W. The effect of machining on the surface integrity and fatigue life. *International Journal of Fatigue*, vol. 30, no. 10–11, pp. 2050–2055. 2008.
- [102] Jeelani, S., Biswas, S., Natarajan, R. Effect of cutting speed and tool rake angle on residual stress distribution in machining 2024-T351 aluminium alloy - unlubricated conditions. *Journal of Materials Science*, vol. 21, no. 8, pp. 2705–2710. 1986.
- [103] Jeelani, S., Musial, M. Effect of cutting speed and tool rake angle on the fatigue life of 2024-T351 aluminium alloy. *International Journal of Fatigue*, vol. 6, no. 3, pp. 169–172. 1984.
- [104] Jirapattarasilp, K., Kuptanawin, C. Effect of Turning Parameters on Roundness and Hardness of Stainless Steel: SUS 303. *Procedia - Social and Behavioral Sciences*, vol. 3, pp. 160–165. 2012.
- [105] Jomaa, W., Mechri, O., Lévesque, J., Songmene, V., Bocher, P., Gakwaya, A. Finite element simulation and analysis of serrated chip formation during high-speed machining of AA7075-T651 alloy. *Journal of Manufacturing Process*, vol. 26, pp. 446–458. 2017.
- [106] Jomaa, W., Songmene, V., Bocher, P. Surface Finish and Residual Stresses Induced by Orthogonal Dry Machining of AA7075-T651. *Materials*, vol. 7, no. 3, pp. 1603–1624. 2014.
- [107] Kadam, G. S., Pawade, R. S. Surface integrity and sustainability assessment in high-speed machining of Inconel 718 – An eco-friendly green approach. *Journal of Cleaner Production*, vol. 147, pp. 273–283. 2017.

- [108] Kalpakjian, S., Schmid, S. R. *Manufactura, ingeniería y tecnología*. Pearson Educación, 2002.
- [109] Kavitha, K., Vijayan, R., Sathishkumar, T. Fibre-metal laminates: A review of reinforcement and formability characteristics. *Materials Today: Proceedings*. 2019.
- [110] Kilic, D. S., Raman, S. Observations of the tool-chip boundary conditions in turning of aluminum alloys. *Wear*, vol. 262, no. 7–8, pp. 889–904. 2007.
- [111] Kiliçkap, E., Çakir, O., Aksoy, M., Inan, A. Study of tool wear and surface roughness in machining of homogenised SiC-p reinforced aluminium metal matrix composite. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 164–165, pp. 862–867. 2005.
- [112] Kim, H. G., Sim, J. H., Kweon, H. J. Performance evaluation of chip breaker utilizing neural network. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 209, no. 2, pp. 647–656. 2009.
- [113] King, J. F. *The aluminium industry*. Woodhead Publishing, 2001.
- [114] Klocke, F., Lortz, W., Trauth, D. Analysis of the dynamic chip formation process in turning, *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 135, pp. 313–324. 2018.
- [115] Koster, W. P. *Manufacturing Methods For Surface Integrity Of Machined Structural Components*. 1972.
- [116] Koster, W. P., Field, M., Fritz, L. J., Gatto, L. R., Kahles, J. F. *Surface Integrity of Machined Structural Components*. 1970.
- [117] Kountanya, R., Al-Zkeri, I., Altan, T. Effect of tool edge geometry and cutting conditions on experimental and simulated chip morphology in orthogonal hard turning of 100Cr6 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 209, no. 11, pp. 5068–5076. 2009.
- [118] Krolczyk, G. M., Maruda, R. W., Krolczyk, J. B., Wojciechowski, S., Mia, M., Nieslony, P., Budzik, G. Ecological trends in machining as a key factor in sustainable production – A review. *Journal of Cleaner Production*, vol. 218, pp. 601–615. 2019.
- [119] Kumar, K., Singh, S., Kumar, A. Comparison of wear and friction behavior of aluminium matrix alloy (Al 7075) and Silicon Carbide based aluminum metal matrix composite under dry condition at different sliding distance. *Materials Today: Proceedings*, vol. 4, pp. 8960–8970. 2017.
- [120] Kumar, P., Ghosh, K. S. Effect of microstructural features on stress corrosion cracking behaviour of 7017 and 7150 aluminium alloy. *Materials Today: Proceedings*, vol. 5, no. 1, pp. 2391–2400. 2018.
- [121] Kumar, R., Pattnaik, S. K., Minz, J. K., Padhi, S., Sarangi, S. K. Influence of cutting parameters on cutting forces and surface roughness in dry turning of Al using PCD and different coated tools. *Sādhanā*, vol. 44, no. 8, p. 186. 2019.

- [122] Kurkute, V., Chavan, S. T. Modeling and Optimization of surface roughness and microhardness for roller burnishing process using response surface methodology for Aluminum 63400 alloy. *Procedia Manufacturing*, vol. 20, pp. 542–547. 2018.
- [123] de Lacerda, J. C., Martins, G. D., Signoretti, V. T., Teixeira, R. Evolution of the surface roughness of a low carbon steel subjected to fatigue. *International Journal of Fatigue*, vol. 102, pp. 143–148. 2017.
- [124] Liang, S., Shih, A. J. *Analysis of Machining and Machine Tools*. Springer, 2016
- [125] Lim, H. J., Lee, Y.-J., Sohn, H. Continuous fatigue crack length estimation for aluminum 6061-T6 plates with a notch. *Mechanical Systems and Signal Processing*, vol. 120, pp. 356–364. 2019.
- [126] List, G., Nouari, M., Géhin, 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, no. 7–12, pp. 1177–1189. 2005.
- [127] Liu, S., Thompson, G. E., Skeldon, P. Vanadate post-treatments of anodised aluminium and AA 2024 T3 alloy for corrosion protection. *Transactions of the IMF*, vol. 96, no. 3, pp. 137–144. 2018.
- [128] Liu, B., Zhou, X., Hashimoto, T., Zhang, X., Wang, J. Machining introduced microstructure modification in aluminium alloys. *Journal of Alloys and Compounds*, vol. 757, pp. 233–238. 2018.
- [129] Lopez, N., Lamikiz, A. *Machine Tools for High performance machining*. Springer, 2009.
- [130] Lu, C. Study on prediction of surface quality in machining process. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 205, no. 1–3, pp. 439–450. 2008.
- [131] Lu, J., Song, Y., Hua, L., Zheng, K., Dai, D. Thermal deformation behavior and processing maps of 7075 aluminum alloy sheet based on isothermal uniaxial tensile tests. *Journal of Alloys and Compounds*, vol. 767, pp. 856–869. 2018.
- [132] Lumley, R. *Fundamentals of aluminium metallurgy*. Elsevier, 2011.
- [133] Madariaga, A., Kortabarria, A., Hormaetxe, E., Garay, A., Arrazola, P. J. Influence of Tool Wear on Residual Stresses When Turning Inconel 718. *Procedia CIRP*, vol. 45, pp. 267–270. 2016.
- [134] Magnani, M., Suegama, P. H., Espallargas, N., Dosta, S., Fugivara, C. S., Guilemany, J. M., Benedetti, A. V. Influence of HVOF parameters on the corrosion and wear resistance of WC-Co coatings sprayed on AA7050 T7. *Surface and Coatings Technology*, vol. 202, no. 19, pp. 4746–4757. 2008.
- [135] Mali, R. A., Agrahari, M. D., Gupta, T. V. FE based simulation and experimental validation of forces in dry turning of aluminium 7075. *Materials Today: Proceedings*. 2019.
- [136] Manjunath Patel, G. C., Lokare, D., Chate, G. R., Parappagoudar, M. B., Nikhil, R., Gupta, K. Analysis and optimization of surface quality while machining high strength aluminium alloy. *Measurement*, p. 107337. 2019.

- [137] Marcos, M., Álvarez, A. M., Sánchez, M., González, F. Predicción dinámométrica del comportamiento de la aleación AA2024 en los procesos de mecanizado en un rango de velocidades moderadas. *Boletín de la Sociedad Española de Cerámica y Vidrio*, vol. 36, no. 2, pp. 222-225. 1997.
- [138] Marcos, M., Sebastián, M. A., Contreras, J. P., Sánchez, M., Sánchez-López, M., Sánchez, J. M. Study of roundness on cylindrical bars turned of aluminium-copper alloys UNS A92024. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 162-163, no. SPEC. ISS., pp. 644-648. 2005.
- [139] Martín-Béjar, S., Trujillo, F. J., Herrera, M., Sevilla, L., Marcos, M. Experimental methodology design for fatigue behaviour analysis of turned aluminum alloys. *Procedia Manufacturing*, vol. 13, pp. 73-80. 2017.
- [140] Martín-Béjar, S., Trujillo, F. J., Sevilla, L., Marcos, M. Indirect adhesion wear parametric analysis in the dry turning of UNS A97075 Alloys. *Procedia Manufacturing*, vol. 13, pp. 418-425. 2017.
- [141] Maruda, R. W., Krolczyk, G. M., Wojciechowski, S., Zak, K., Habrat, W., Nieslony, P. Effects of extreme pressure and anti-wear additives on surface topography and tool wear during MQCL turning of AISI 1045 steel. *Journal of Mechanical Science and Technology*, vol. 32, no. 4, pp. 1585-1591. 2018.
- [142] Matsumoto, Y., Hashimoto, F., Lahoti, G., Surface integrity generated by precision hard turning. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 48, no. 1, pp. 59-62. 1999.
- [143] Mayer, J. R. R., Phan, A.-V., Cloutier, G. Prediction of diameter errors in bar turning: a computationally effective model. *Applied Mathematical Modelling*, vol. 24, no. 12, pp. 943-956. 2000.
- [144] Meng, Y., Men, X., Pan, Y., Fu, X. Influence factors analysis of grain refinement in aluminum alloy 7050-T7451 cutting surface metamorphic layer. *Procedia CIRP*, vol. 71, pp. 203-208. 2018.
- [145] Miller, W., Zhuang, L., Bottema, J., Wittebrood, A., De Smet, P., Haszler, A., Vieregge, A. Recent development in aluminium alloys for the automotive industry. *Materials Science and Engineering: A*, vol. 280, no. 1, pp. 37-49. 2000.
- [146] Moutarlier, V., Viennet, R., Gigandet, M. P., Hihn, J. Y. Use of ultrasound irradiation during acid etching of the 2024 aluminum alloy: Effect on corrosion resistance after anodization. *Ultrasonics Sonochemistry*. 2019.
- [147] M'Saoubi, R., Outeiro, J. C., Chandrasekaran, H., Jawahir, I. S. A review of surface integrity in machining and its impact on functional performance and life of machined products. *International Journal of Sustainable Manufacturing*, vol. 1, no. 1/2, p. 203. 2008.
- [148] Niku-Lari, A. IITT-International Advances in surface treatments. Volume 4, Residual stresses : technology - applications - effects. 2012.
- [149] Nouari, M., List, G., Girot, F., Coupard, D. Experimental analysis and optimisation of tool wear in dry machining of aluminium alloys. *Wear*, vol. 255, no. 7-12, pp. 1359-1368. 2003.

- [150] Novovic, D., Dewes, R. C., Aspinwall, D. K., Voice, W., Bowen, P. The effect of machined topography and integrity on fatigue life. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 44, no. 2–3, pp. 125–134. 2004.
- [151] Nur, R., Kurniawan, D., Noordin, M. Y., Izman, S. Optimizing Power Consumption for Sustainable Dry Turning of Treated Aluminum Alloy. *Procedia Manufacturing*, vol. 2, pp. 558–562. 2015.
- [152] Organización Internacional de Estandarización. ISO 1099:2017. *Metallic materials- Fatigue testing- Axial force-controlled method*. 2017.
- [153] Organización Internacional de Estandarización. ISO 1143:2010. *Metallic materials-Rotating bar bending fatigue testing*. 2010.
- [154] Organización Internacional de Estandarización. ISO 1352:2011. *Metallic materials- Fatigue testing- Torque controlled method*. 2011.
- [155] Organización Internacional de Estandarización. ISO 3685:1993. *Tool-life testing with single-point turning tools*. 1993.
- [156] Organización Internacional de Estandarización. ISO 4287:1997+Technical Corrigendum 1. *Especificación geométrica de productos (GPS). Calidad superficial: Método del perfil. Términos, definiciones y parámetros del estado superficial*. 1999.
- [157] Organización Internacional de Estandarización. ISO 12106:2003. *Metallic materials- Fatigue testing- Axial strain controlled method*. 2003.
- [158] Organización Internacional de Estandarización. ISO 12107:2012. *Metallic materials-Fatigue testing-Statistical planning and analysis of data*. 2012.
- [159] Organización Internacional de Estandarización. ISO 12108:2018. *Metallic materials- Fatigue testing- Fatigue crack growth method*. 2018.
- [160] Palaniappan, S. P., Muthukumar, K., Sabariraj, R. V., Dinesh Kumar, S., Sathish, T. CNC turning process parameters optimization on Aluminium 6082 alloy by using Taguchi and ANOVA. *Materials Today: Proceedings*. 2019.
- [161] Paolo, P. *Fatigue and corrosion in Metals*. Springer, 2013.
- [162] Paper, C., Plata, L., *Corrosión de aleaciones de aluminio de aplicación aeroespacial*. 13^{er} Congreso Internacional en Ciencia y Tecnología de Metalurgia y Materiales. 2013.
- [163] Pardha, V., Shashank, V., Sai teja, P., Anbarasu, G., Bharat, A., Jagadesh, T. Prediction of surface roughness and material removal rate in laser assisted turning of aluminium oxide using fuzzy logic. *Materials today: Proceedings*, vol. 5, pp. 20343-20350. 2018.
- [164] Parhad, P., Dakre, V., Likhite, A., Bhatt, J., *The impact of cutting speed and depth of cut on cutting force during turning of austempered ductile iron*. *Materials Today: Proceedings*. 2019.
- [165] Patole, P. B., Kulkarni, V. Optimization of Process Parameters based on Surface Roughness and Cutting Force in MQL Turning of AISI 4340 using Nano Fluid. *Materials Today: Proceedings*, vol. 5, no. 1, pp. 104–112. 2018.

- [166] Pawade, R. S., Joshi, S. S., Brahmankar, P. K. Effect of machining parameters and cutting edge geometry on surface integrity of high-speed turned Inconel 718. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 48, no. 1, pp. 15–28. 2008.
- [167] Pawar, O. A., Gaikhe, Y. S., Tewari, A., Sundaram, R., Joshi, S. S.. Analysis of hole quality in drilling GLARE fiber metal laminates. *Composite Structures*, vol. 123, pp. 350–365. 2015.
- [168] Phan, A.-V., Baron, L., Mayer, J. R. R., Cloutier, G. Finite element and experimental studies of diametral errors in cantilever bar turning. *Applied Mathematical Modelling*, vol. 27, no. 3, pp. 221–232. 2003.
- [169] Piao, N., Wang, L., Anwar, T., Feng, X., Sheng, S., Tian, G., Wang, J., Tang, Y., He, X. Corrosion resistance mechanism of chromate conversion coated aluminium current collector in lithium-ion batteries. *Corrosion Science*, vol. 158, p. 108100. 2019.
- [170] Polmear, I., StJohn, D., Nie, J.-F., Qian, M. 4 - Wrought Aluminium Alloys. *Light Alloys*. Butterworth-Heinemann, pp. 157–263. 2017.
- [171] Ponce, M. B. Caracterización de los mecanismos de adhesión secundaria y su influencia en el desgaste de herramientas de corte. Aplicación al mecanizado en seco de aleaciones ligeras. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2013.
- [172] Popov, B. N. *Corrosion Engineering: Principles and Solved Problems*. Elsevier, 2015.
- [173] Prakash, P. B., Raju, K. B., Venkatasubbaiah, K., Manikandan, N. Microstructure Analysis and Evaluation of Mechanical Properties of Al 7075 GNP's Composites. *Materials Today: Proceedings*, vol. 5, no. 6, pp. 14281–14291. 2018.
- [174] Privezentsev, D., Zhiznyakov, A., Kulkov, Y. Analysis of the Microhardness of Metals Using Digital Metallographic Images. *Materials Today: Proceedings*, vol. 11, pp. 325–329. 2019.
- [175] Qiao, Y., Fan, N., Guo, P., Bai, Y., Wang, S. Surface integrity analysis in turning A03190/304 composites with network reinforcement. *Engineering Science and Technology*, vol. 19, pp. 1966–1970. 2016.
- [176] Raj, A., Dwivedi, G., Sharma, A., Lopes de Sousa, A. B., Rajak, S. Barriers to the adoption of industry 4.0 technologies in the manufacturing sector: An inter-country comparative perspective. *International Journal of Production Economics*. 2019.
- [177] Rajasekaran, T., Palanikumar, K., Vinayagam, B. K. Turning CFRP Composites with Ceramic tool for Surface Roughness Analysis. *Procedia Engineering*, vol. 38, pp. 2922–2929. 2012.
- [178] Ramesh, R., Mannan, M. ., Poo, A. Error compensation in machine tools — a review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 40, no. 9, pp. 1235–1256. 2000.

- [179] Ranjan, T., Ramanuj, K., Panigrahi, I., Kumar, A., Panda, A., Kumar, R. Machinability behavior of aluminium alloys: a brief study. *Materials Today: Proceedings*, vol. 18, pp. 5069-5075. 2019.
- [180] Rashad, R. M., El-Hossainy, T. M. Machinability of 7116 structural aluminum alloy. *Materials and Manufacturing Processes*, vol. 21, no. 1, pp. 23–27. 2006.
- [181] Reed, E. C., Viens, J. A. The Influence of Surface Residual Stress on Fatigue Limit of Titanium. *Journal of Engineering for Industry*, vol. 82, no. 1, p. 76. 1960.
- [182] Risbood, K. A., Dixit, U. S., Sahasrabudhe, A. D. Prediction of surface roughness and dimensional deviation by measuring cutting forces and vibrations in turning process. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 132, no. 1–3, pp. 203–214. 2003.
- [183] Rometsch, P., Yong, Z. Knight, S. Heat treatment of 7xxx series aluminium alloys-some recent developments. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, vol. 24, p. 2003-2017. 2014.
- [184] Rotella, G. Effect of surface integrity induced by machining on high cycle fatigue life of 7075-T6 aluminum alloy. *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 41, no. March, pp. 83–91. 2019.
- [185] Rubio, E. M., Camacho, A. M., Sánchez-Sola, J. M., Marcos, M. Surface roughness of AA7050 alloy turned bars: Analysis of the influence of the length of machining. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 162–163, pp. 682–689. 2005.
- [186] Sahin, Y., Kok, M., Celik, H. Tool wear and surface roughness of Al₂O₃ particle-reinforced aluminium alloy composites. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 128, no. 1–3, pp. 280–291. 2002.
- [187] Salguero, J., Análisis. Evaluación y propuestas de mejora del rendimiento del mecanizado de alta velocidad de aleaciones de aluminio de interés en la industria aeronáutica. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2013.
- [188] Salguero, J., Batista, M., Calamaz, M., Girot, F., Marcos, M. Cutting forces parametric model for the dry high speed contour milling of aerospace aluminium alloys. *Procedia Engineering*, vol. 63, pp. 735–742. 2013.
- [189] Salguero, J., Puerta, F. J., Gomez-Parra, A., Trujillo, F. J., Sevilla, L., Marcos, M., An analysis of geometrical models for evaluating the influence of feed rate on the roughness of dry turned UNS A92050 (Al-Cu-Li) alloy. *Advances in Materials and Processing Technologies*. 2016.
- [190] Sánchez, B., Vega, M., Calvo, F., González, I., Sanz, A. Estudio de la Maquinabilidad de aleaciones de aluminio-cobre. 2014.
- [191] Sánchez, J. M., Rubio, E., Álvarez, M., Sebastián, M. A., Marcos, M. Microstructural characterisation of material adhered over cutting tool in the dry machining of aerospace aluminium alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 164, pp. 911–918. 2005.

- [192] Sánchez, M., Marcos, M., Álvarez, M., Contreras, J. Relaciones paramétricas asociadas a la maquinabilidad de aleaciones de aluminio-cobre. *Anales de Ingeniería Mecánica*, vol. 4, pp. 59–66. 2011.
- [193] Sánchez, Y. Metodología para la caracterización del mecanizado de aleaciones ligeras de uso aeronáutico a través del análisis de la viruta. Tesis Doctoral, Universidad de Málaga, 2017.
- [194] Sánchez-Sola, J. M. Análisis paramétrico del mecanizado de aleaciones de aluminio. Relación con la topografía de las muestras mecanizadas. Tesis Doctoral, Universidad Nacional de Educación a Distancia, 2004.
- [195] Sánchez-Sola, J. M., Batista, M., Salguero, J., Gómez, A., Marcos, M. Cutting Speed-Feed Based Parametric Model for Macro-Geometrical Deviations in the Dry Turning of UNS A92024 Al-Cu Alloys. *Key Engineering Materials*, vol. 504–506, pp. 1311–1316. 2012.
- [196] Sánchez-Sola, J. M., Sebastián, M. A., Carrilero, M. S., González, J. M., Marcos, M. Caracterización de la capa y el filo adherido en el mecanizado de la aleación AA7050. *Revista de Metalurgia*, vol. SPEC. VOL., pp. 365–368. 2005.
- [197] Sarkis, J., Rasheed, A. Greening the manufacturing function, *Business Horizons*, vol. 38, no. 5, pp. 17–27. 1995.
- [198] Sarnobat, S. S., Raval, H. K. Experimental investigation and analysis of the influence of tool edge geometry and work piece hardness on surface residual stresses, surface roughness and work-hardening in hard turning of AISI D2 steel. *Measurement: Journal of the International Measurement Confederation*, vol. 131, pp. 235–260. 2019.
- [199] Sasahara, H. The effect on fatigue life of residual stress and surface hardness resulting from different cutting conditions of 0.45%C steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 45, no. 2, pp. 131-136. 2005.
- [200] Schijve, J. *Fatigue of structures and materials*. Springer, 2009.
- [201] Sebastián, M. Á., Marcos, M., Rubio, E. M., Sánchez, J. M. Estudio de los parámetros de acabado superficial en el mecanizado de la aleación de Al-Cu AA2024. Aplicación de UNE-EN ISO 4288 Y UNE-EN ISO 1302. XVII Congreso Internacional INGEGRAF. 2007.
- [202] Sebastian, M. A., Sanchez-Sola, J. M., Carrilero, M. S., Gonzalez, J. M., Alvarez, M., Marcos, M. Parametric Model for Predicting Surface Finish of Machined UNS A92024 Alloy Bars. *Journal for Manufacturing Science and Production*, vol. 4, no. 4, pp. 181–188. 2002.
- [203] Serrano, I., Osés, R., Canflanca, B., Lagos, M., Fernández, S., Ferreriro, S. Materiales metálicos de uso frecuente en aeronáutica: aleaciones ligeras Al-Li - *Metalmecánica*, Revista Digital *Metalmecánica*. 2012.
- [204] Shaw, M. C., Cookson, J.O. *Metal cutting principles*. Oxford university press, 2005.

- [205] Shen, Y., Dong, Y., Liu, T., Guo, Z., Li, Q., Dong, L., Yin, Y., Wang, X. Study of pitting corrosion inhibition effect on aluminum alloy in seawater by biomineralized film. *Bioelectrochemistry*, p. 107408. 2019.
- [206] Sherafat, Z., Paydar, M. H., Ebrahimi, R. Fabrication of Al7075/Al, two phase material, by recycling Al7075 alloy chips using powder metallurgy route. *Journal of Alloys and Compounds*, vol. 487, no. 1–2, pp. 395–399, 2009.
- [207] Shreir, L. L., Burstein, G. T., Jarman, R. A. *Corrosion*. Butterworth-Heinemann, 1994.
- [208] Singh, A. K., Datta, S., Chattopadhyay, A., Riddick, J. C., Hall, A. J. Fatigue crack initiation and propagation behavior in Al – 7075 alloy under in-phase bending-torsion loading. *International Journal of Fatigue*, vol. 126, pp. 346–356. 2019.
- [209] da Silva Savonov, G., Camarinha, M. G. G., Rocha, L. O., Barboza, M. J. R., Martins, G. V., Reis, D. A. P. Study of the influence of the RRA thermal treatment and plasma nitriding on corrosion behavior of 7075-T6 aluminum alloy. *Surface and Coatings Technology*, vol. 374, pp. 736–744. 2019.
- [210] Simeone, A., Woolley, E. B., Rahimifard, S. Tool State Assessment for Reduction of Life Cycle Environmental Impacts of Aluminium Machining Processes via Infrared Temperature Monitoring. *Procedia CIRP*, vol. 29, pp. 526–531. 2015.
- [211] Singh, T., Dureja, J. S., Dogra, M., Bhatti, M. S. Multi-response optimization in environment friendly turning of AISI 304 austenitic stainless steel. *Multidiscipline Modeling in Materials and Structures*, vol. 15, no. 3, pp. 538–558. 2019.
- [212] Sivananthan, S., Ravi, K., Samson Jerold Samuel, C. Effect of SiC particles reinforcement on mechanical properties of aluminium 6061 alloy processed using stir casting route. *Materials Today: Proceedings*. 2019.
- [213] Sivasankaran, S., Harisagar, P. T., Saminathan, E., Siddharth, S., Sasikumar, P. Effect of nose radius and graphite addition on turning of AA 7075-ZrB₂ in-situ composites. *Procedia Engineering*, vol. 97, pp. 582–589. 2014.
- [214] SM Handbook, *Properties and selection: nonferrous alloys and specialpurpose materials*, 10th ed. ASM International, Materials Park. 1990.
- [215] SM Handbook, *ASM Specialty Handbook: Aluminum and aluminum alloys*. ASM International. Materials Park. 1993.
- [216] Soboyejo, W. *Fatigue of Materials*. Cambridge University Press, 2002.
- [217] Sravanthi, M., Manjunatha, K. G. Corrosion Studies of As Casted and Heat Treated Aluminium-7075 Composites. *Materials Today: Proceedings*, vol. 5, no. 10, pp. 22581–22594. 2018.
- [218] Stemler, P., Flausino, P., Pereira, P., de Faria, C., Almeida, N., Aguilar, M., Cetlin, P. Mechanical behavior and microstructures of aluminum in the Multi-Axial Compression (MAC) with and without specimen re-machining. *Materials Letters*, vol. 237, pp. 84–87. 2019.

- [219] Struzikiewicz, G., Zębala, W., Słodki, B. Cutting parameters selection for sintered alloy AlSi10Mg longitudinal turning. *Measurement: Journal of the International Measurement Confederation*, vol. 138, pp. 39–53. 2019.
- [220] Su, Y., Effect of the cutting speed on the cutting mechanism in machining CFRP. *Composite Structures*, vol. 220, pp. 662–676. 2019.
- [221] Subramanian, C. Wear properties of aluminium-based alloys, in *Surface Engineering of Light Alloys: Aluminium, Magnesium and Titanium Alloys*. Elsevier Inc., pp. 40–57. 2010.
- [222] Sun, J., Wang, T., Su, A., Chen, W. Surface integrity and its influence on fatigue life when turning nickel alloy GH4169. *Procedia CIRP*, vol. 71, pp. 478–483. 2018.
- [223] Suraratchai, M., Limido, J., Mabru, C., Chieragatti, R. Modelling the influence of machined surface roughness on the fatigue life of aluminium alloy. *International Journal of Fatigue*, vol. 30, no. 12, pp. 2119–2126. 2008.
- [224] Suresh, S. *Fatigue of materials*. Cambridge University Press, 1998.
- [225] Surya, K., Viswanath, K. Effect on Micro-Hardness and Residual Stress in CNC Turning of Aluminium 7075 Alloy. *Materials Today: Proceedings*, vol. 4, no. 2, pp. 975–981. 2017.
- [226] Tan, X., He, H., Lu, W., Yang, L., Tang, B., Yan, J., Xu, Y., Wu, D. Effect of matrix structures on TRIP effect and mechanical properties of low-C low-Si Al-added hot-rolled TRIP steels. *Materials Science and Engineering: A*, p. 138629. 2019.
- [227] Thomson, J. R., Chapter 8 - The Second Industrial Revolution – A Brief History of Computing. *Butterworth-Heinemann*, pp. 127–136, 2015.
- [228] Todd, D., Simpson, J. *The World Aircraft Industry*. 2019.
- [229] Tomov, M., Kuzinovski, M., Cichosz, P. Development of mathematical models for surface roughness parameter prediction in turning depending on the process condition. *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 113, pp. 120–132. 2016.
- [230] Topal, E. S., Çoğun, C. A cutting force induced error elimination method for turning operations. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 170, no. 1–2, pp. 192–203. 2005.
- [231] Torres, A., Puertas, I., Luis, C. J. Surface roughness analysis on the dry turning of an Al-Cu alloy. *Procedia Engineering*, vol. 132, pp. 537–544. 2015.
- [232] Trent, E. M. *Metal Cutting*. Elsevier. 2000.
- [233] Trško, L., Guagliano, M., Bokůvka, O., Nový, F. Fatigue life of AW 7075 aluminium alloy after severe shot peening treatment with different intensities. *Procedia Engineering*, 2014, vol. 74, pp. 246–252.
- [234] Trujillo Vilches, F. J. *Análisis Paramétrico del Mecanizado en Seco de la Aleación UNS A97075*. Tesis Doctoral, Universidad de Málaga, 2013.

- [235] Trujillo, F. J., Marcos, M., Sevilla, L. Experimental Prediction Model for Roughness in the Turning of UNS A97075 Alloys. *Materials Science Forum*. 2014.
- [236] Trujillo, F. J., Sevilla, L., Marcos, M. Cutting speed-feed coupled experimental model for geometric deviations in the dry turning of UNS A97075 Al-Zn alloys. *Advances in Mechanical Engineering*, vol. 2014. 2014.
- [237] Trujillo, F. J., Sevilla, L., Marcos, M. Experimental parametric model for indirect adhesion wear measurement in the dry turning of UNS A97075 (Al-Zn) alloy. *Materials*, vol. 10, no. 2, p. 152. 2017.
- [238] Trujillo, F. J., Sevilla, L., Marcos, M. Influence of the axial machining length on microgeometrical deviations of horizontally dry-turned UNS A97075 Al-Zn alloy. *Procedia Engineering*, vol. 63, pp. 405–412. 2013.
- [239] Trujillo, F. J., Sevilla, L., Martín, F., Bermudo, C. Analysis of the Chip Geometry in Dry Machining of Aeronautical Aluminum Alloys. *Applied Sciences*, vol. 7, no. 12, p. 132. 2017.
- [240] Tschätsch, H. *Applied machining technology*. Springer, 2009.
- [241] Ulutan, D., Ozel, T. Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 51, pp. 250-280. 2011.
- [242] Vargel, C. *Corrosion of Aluminium*. Elsevier B.V., 2004.
- [243] Vipindas, K., Mathew, J. Wear behavior of TiAlN coated WC tool during micro end milling of Ti-6Al-4V and analysis of surface roughness. *Wear*, vol. 424–425, pp. 165–182. 2019.
- [244] Wan, M., Li, S.-E., Yuan, H., Zhang, W.-H. Cutting force modelling in machining of fiber-reinforced polymer matrix composites (PMCs): A review. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 117, pp. 34–55. 2019.
- [245] Wanhill, R. J. H.. *Fatigue Requirements for Aircraft Structures*. Elsevier. 2017.
- [246] Wang, Z., Cai, S., Chen, J. Experimental investigations on friction stir assisted single point incremental forming of low-ductility aluminum alloy sheet for higher formability with reasonable surface quality. *Journal of Materials Processing Technology*. 2019.
- [247] Weck, M., Eversheim, W., König, W., Pfeifer, T., Weck, M., Eversheim, W., König, W., Pfeifer, T. Chapter 2.4 – Manufacturing technologies and environmental responsibility. *Production Engineering*, pp. 231–255. 1991.
- [248] Wierzchon, T., Burakowski, T. *Surface Engineering of Metals*. CRC press, 1999.
- [249] Wiesner, C., Künzi, H. U., Ilschner, B. Characterization of the topography of turned surfaces and its influence on the fatigue life of Al-7075. *Materials Science and Engineering A*, vol. 145, no. 2, pp. 151–158. 1991.
- [250] Withers, P. J. Residual stress and its role in failure. *Reports on Progress in Physics*, vol. 70, no. 12, pp. 2211–2264. 2007.

- [251] Wojtowicz, N., Danis, I., Monies, F., Lamesle, P., Chieragati, R. The influence of cutting conditions on surface integrity of a wrought magnesium alloy. *Procedia Engineering*, vol. 63, pp. 20–28. 2013.
- [252] Yao, Y. L., Fang, X. D. Assessment of chip forming patterns with tool wear progression in machining via neural networks. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 33, no. 1, pp. 89–102. 1993.
- [253] Yao, C., Lin, J., Wu, D., Ren, J. Surface integrity and fatigue behavior when turning γ -TiAl alloy with optimized PVD-coated carbide inserts. *Chinese Journal of Aeronautics*. 2018.
- [254] Yılmaz, B., Karabulut, Ş., Güllü, A. A review of the chip breaking methods for continuous chips in turning. *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 49, pp. 50–69. 2020.
- [255] Yıldırım, Ç. V., Sarıkaya, M., Kıvak, T., Şirin, Ş. The effect of addition of hBN nanoparticles to nanofluid-MQL on tool wear patterns, tool life, roughness and temperature in turning of Ni-based Inconel 625. *Tribology International*, vol. 134, pp. 443–456. 2019.
- [256] Yue, T. M., Yu, J. K., Man, H. C. Corrosion behavior of aluminum 2009 / SiC composite, pp. 1069–1072. 2009.
- [257] Xu, K., Zou, B., Wang, Y., Guo, P., Huang, C., Wang, J. An experimental investigation of micro-machinability of aluminum alloy 2024 using Ti(C7N3)-based cermet micro end-mill tools. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 235, pp. 13–27. 2016.
- [258] Zhang, P., Li, Y., Liu, Y., Zhang, Y., Liu, J. Analysis of the microhardness, mechanical properties and electrical conductivity of 7055 aluminum alloy. *Vacuum*, vol. 171, p. 109005. 2020.
- [259] Zhang, S. J., To, S., Wang, S. J., Zhu, Z. W. A review of surface roughness generation in ultra-precision machining. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 91, pp. 76-95. 2015.
- [260] Zhenchao, Y., Yang, X., Yan, L., Jin, X., Quandai, W. The effect of milling parameters on surface integrity in high-speed milling of ultrahigh strength steel. *Procedia CIRP*, vol. 71, pp. 83–88. 2018.
- [261] Zheng, G., Xu, R., Cheng, X., Zhao, G., Li, L., Zhao, J. Effect of cutting parameters on wear behavior of coated tool and surface roughness in high-speed turning of 300M. *Measurement*, vol. 125, pp. 99–108. 2018.
- [262] Zupanc, U., Grum, J. Effect of pitting corrosion on fatigue performance of shot-peened aluminium alloy 7075-T651. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 210, no. 9, pp. 1197–1202. 2010.

Anexos

Anexo I

Análisis químico de la aleación de aluminio UNS
A97075

UNIVERSIDAD DE MALAGA - ES

2019_00710_Aleación B5 - - NJOB.106

Análisis Semicuantitativo. Elementos trazas presentan altos valores de Est. Error.

ADXP Rh 60kV LiF200 PET AX03 LiF220	Measured on	: 08/10/2019 11:54:14
Method : X_UQ	X-ray Path:	: Vacuum
Kappa List : AnySample	Film Type	: None
Shapes & ImpFc : Teflon	Collimator Mask	: 29 mm
Calculated as : Elements	Viewed Diameter	= 29,00 mm
Case Number : 0 = All known	Viewed Area	= 660,52 mm ²
	Viewed Mass	= 20912.61 mg
	Sample Height	= 7,23 mm
Reporting Level > 100 ppm and wt% > 2 Est.Err.		

Element	Wt%	Est.Error
Al	88,61	0,16
Zn	5,39	0,11
Mg	2,98	0,09
Cu	1,39	0,06
Si	0,395	0,020
Cl	0,337	0,017
Fe	0,296	0,015
Cr	0,172	0,0086
Mn	0,117	0,0059
Ca	0,116	0,0058
Sx	0,0484	0,0024
K	0,0359	0,0018
Px	0,0304	0,0015
Ti	0,0289	0,0014
Pb	0,0179	0,0009
Ga	0,0111	0,0006

Sum Weight% before normalization to 100% = 76,3 %

UNIVERSIDAD DE MALAGA - ES

2019_00710_Aleación B12 - - NJOB.106**Análisis Semicuantitativo. Elementos trazas presentan altos valores de Est. Error.**

ADXP Rh 60kV LiF200 PET AX03 LiF220	Measured on	: 08/10/2019 12:22:18
Method : X_UQ	X-ray Path:	: Vacuum
Kappa List : AnySample	Film Type	: None
Shapes & ImpFc : Teflon	Collimator Mask	: 29 mm
Calculated as : Elements	Viewed Diameter	= 29,00 mm
Case Number : 0 = All known	Viewed Area	= 660,52 mm ²
	Viewed Mass	= 20191.13 mg
	Sample Height	= 20,00 mm
Reporting Level > 100 ppm and wt% > 2 Est.Err.		

Element	Wt%	Est.Error
Al	87,40	0,17
Zn	5,31	0,11
Mg	3,61	0,09
Cu	1,45	0,06
Si	1,02	0,05
Cl	0,280	0,014
Fe	0,232	0,012
Cr	0,183	0,0091
Ca	0,153	0,0076
Mn	0,123	0,0061
Sx	0,0767	0,0038
K	0,0500	0,0025
Ti	0,0412	0,0021
P	0,0196	0,0012
Pb	0,0137	0,0007
Ga	0,0125	0,0006

Sum Weight% before normalization to 100% = 75,1 %

Anexo II

Hoja de toma de datos para ensayos de microdureza

HOJA DE DATOS MICRODUREZA

MATERIAL	Aleación de Al-Zn UNS A97075-T6
-----------------	---------------------------------

HERRAMIENTA	DCMT 11T308-14 IC20	UBICACION		
		Nº CAJA	POSICION	FILO

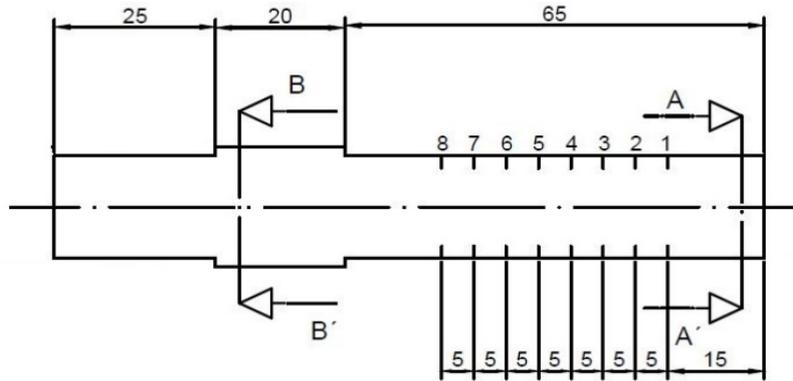
ID. ENSAYO	AA7075_LXX_BXX_DUR_XXSRYX_PXXX_VXXX_AXXX_RX
-------------------	---

			OBSERVACIONES:
DATOS MECANIZADO	<i>p</i> (mm)		
	<i>a</i> (mm/rev)		
	<i>v</i> (m/min)		
	<i>F</i> (mm/min)		
	<i>S</i> (rpm)		

CONTROL DIMENSIONAL

	MEDIDA DE DIÁMETROS (mm)			
	1	2	3	4
M1				
M2				
M3				
M4				
Media				

CONTROL DE DESVIACIONES MACROGEOMETRICAS



	DESVIACIONES DEL MECANIZADO (μm)							
	8	7	6	5	4	3	2	1
G1 (0°)								
G2 (30°)								
G3 (60°)								
G4 (90°)								
G5 (120°)								
G6 (150°)								
G7 (180°)								
G8 (210°)								
G9 (240°)								
G10 (270°)								
G11 (300°)								
G12 (330°)								
G1 (0°)								

RUGOSIDAD SUPERFICIAL

	Precorrosion		Postcorrosión	
	Ra (μm)	Rz (μm)	Ra (μm)	Rz (μm)
G1 (0°)				
G2 (90°)				
G3 (180°)				
G4 (270°)				
Promedio				

ENSAYOS DE MICRODUREZA

	HV1	HV2	HV3	HV4
Dureza (HV)				

OBSERVACIONES

Anexo III

Hoja de toma de datos para ensayos de
resistencia a tracción

HOJA DE DATOS ENSAYOS TRACCIÓN

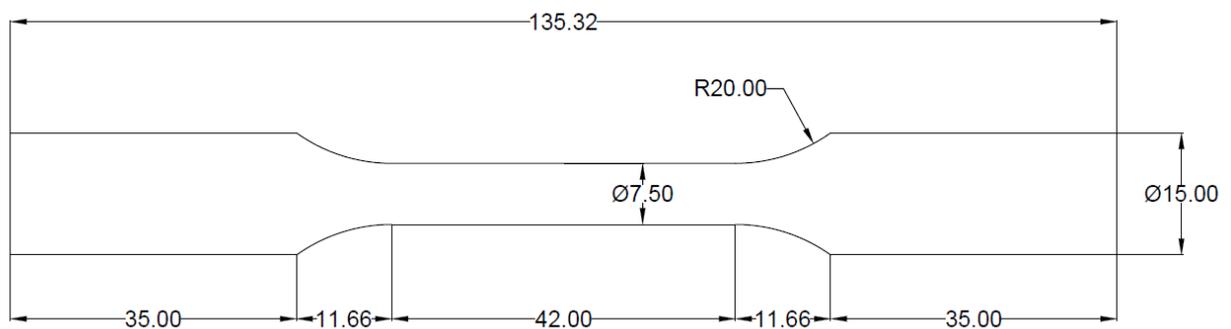
MATERIAL	Aleación de Al-Zn UNS A97075-T6
-----------------	---------------------------------

HERRAMIENTA	DCMT 11T308-14IC20	UBICACION		
		Nº CAJA	POSICION	FILO

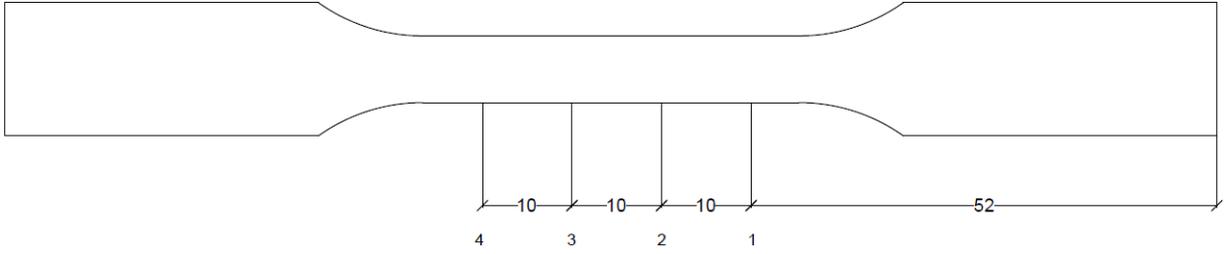
ID. ENSAYO	AA7075_LXX_BXX_UTS_XXSRYY_CP_PXXX_VXXX_AXXX_RX
-------------------	--

DATOS MECANIZADO	OBSERVACIONES:		
	<i>p</i> (mm)		
	<i>a</i> (mm/rev)		
	<i>v</i> (m/min)		
	<i>F</i> (mm/min)		
	<i>S</i> (rpm)		

IMÁGENES/VIDEOS		



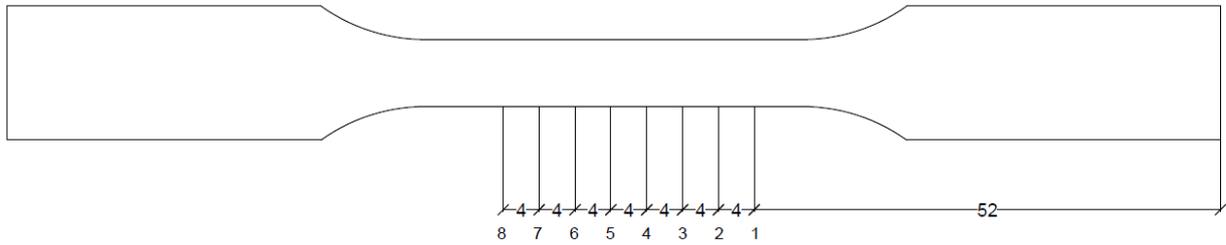
CONTROL DIMENSIONAL



Medidas del diámetro (mm)				
	4	3	2	1
M1				
M2				
M3				
M4				
Media				

IMAGEN DE VIRUTA

CONTROL DE DESVIACIONES MACROGEOMETRICAS



	DESVIACIONES DEL MECANIZADO (μm)							
	8	7	6	5	4	3	2	1
G1 (0°)								
G2 (30°)								
G3 (60°)								
G4 (90°)								
G5 (120°)								
G6 (150°)								
G7 (180°)								
G8 (210°)								
G9 (240°)								
G10 (270°)								
G11 (300°)								
G12 (330°)								
G1 (0°)								

	Desviaciones Macrogeométricas (μm)								
	8	7	6	5	4	3	2	1	Media
Redondez (μm)									
Oscilación Radial (μm)									
Concentricidad (μm)									

CONTROL DE DESVIACIONES MICROGEOMÉTRICAS



	Tramo 1 (T1)		Tramo 2 (T2)	
	Ra (μm)	Rz (μm)	Ra (μm)	Rz (μm)
G1 (0°)				
G2 (90°)				
G3 (180°)				
G4 (270°)				
Promedio				

ENSAYOS DE TRACCIÓN

Diametro (mm)		Deformación (mm/mm)	
Carga máxima (N)		Módulo elástico (MPa)	
Tensión Máxima (MPa)		Carga de Rotura	



OBSERVACIONES

Anexo IV

Hoja de toma de datos para ensayos de fatiga

HOJA DE DATOS COMPORTAMIENTO A FATIGA

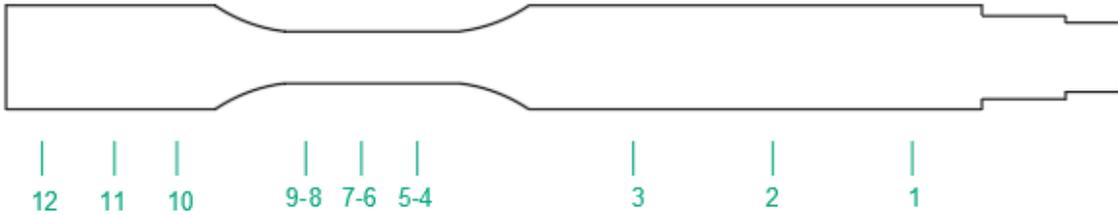
MATERIAL	Aleación de Al-Zn UNS A97075-T6
-----------------	--

HERRAMIENTA	DCMT 11T308-14 IC20	UBICACION		
		Nº CAJA	POSICION	FILO

ID. ENSAYO	AA7075_LXX_BXX_F+CXX_XXSRYY_XX_PXXX_VXXX_AXXX_RX
-------------------	---

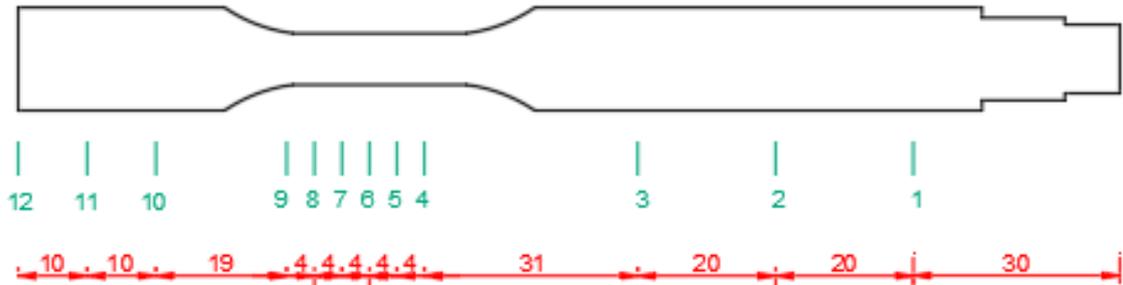
DATOS MECANIZADO	p (mm)		OBSERVACIONES:
	a (mm/rev)		
	v (m/min)		
	F (mm/min)		
	S (rpm)		

CONTROL DIMENSIONAL



	MEDIDA DE DIÁMETROS (mm)											
	12	11	10	9	8	7	6	5	4	3	2	1
M1												
M2												
M3												
M4												
Media												

CONTROL DE DESVIACIONES MACROGEOMETRICAS



	DESVIACIONES DEL MECANIZADO (μm)											
	12	11	10	9	8	7	6	5	4	3	2	1
G1 (0°)												
G2 (30°)												
G3 (60°)												
G4 (90°)												
G5 (120°)												
G6 (150°)												
G7 (180°)												
G8 (210°)												
G9 (240°)												
G10 (270°)												
G11 (300°)												
G12 (330°)												
G1 (0°)												

RUGOSIDAD SUPERFICIAL (Previo a corrosión)

	Tramo 1 (T1)		Tramo 2 (T2)	
	Ra	Rz	Ra	Rz
G1				
G2				
G3				
G4				
Promedio				

RUGOSIDAD SUPERFICIAL (Post corrosión)

	Tramo 1 (T1)		Tramo 2 (T2)	
	Ra	Rz	Ra	Rz
G1				
G2				
G3				
G4				
Promedio				

ENSAYOS DE FATIGA

	Desviaciones en el montaje (μm)												
	0°	30°	60°	90°	120°	150°	180°	210°	240°	270°	300°	330°	360°
Carga													
Amarre													



Diámetro de la probeta en el punto de la carga (mm)				
M1	M2	M3	M4	Promedio

Fecha de ensayo		Carga (kg)	
Hora de inicio		Tensión (MPa)	
Hora de fin		Concentricidad	
Duración (min)		Número de ciclos	

OBSERVACIONES