

Análisis de las condiciones de mecanizado, geometría de pieza y secuencia de fresado en la fabricación de piezas aeronáuticas de bajo espesor con sujeción local

# ANÁLISIS DE LAS CONDICIONES DE MECANIZADO, GEOMETRÍA DE PIEZA Y SECUENCIA DE FRESADO EN LA FABRICACIÓN DE PIEZAS AERONÁUTICAS DE BAJO ESPESOR CON SUJECCIÓN LOCAL

TESIS DOCTORAL

presentada para optar al título de **Doctor**

**Mikel Casuso Lomas**



**Mikel Casuso Lomas**

## DIRECTORES

Prof. Dr. Aitzol Lamikiz Mentxaka

Dr. Fernando Veiga Suárez

*Bilbao, diciembre 2022*

**Tesis Doctoral**

**Análisis de las condiciones de mecanizado,  
geometría de pieza y secuencia de fresado  
en la fabricación de piezas aeronáuticas de  
bajo espesor con sujeción local**

Presentada por:

**D. Mikel Casuso Lomas**

en el

**Departamento de Ingeniería Mecánica**

perteneciente a la

**Universidad del País Vasco – Euskal Herriko Unibertsitatea**

Para la obtención del título de

**Doctor Ingeniero Industrial**

Dirigida por

**Prof. Dr. D. Aitzol Lamikiz Mentxaka**

**Dr. D. Fernando Veiga Suárez**

Bilbao, diciembre de 2022



*A Estibalitz*



## Agradecimientos

Muchas han sido las personas que a lo largo de los últimos años me han brindado su apoyo y cercanía, y sin las cuales no hubiera podido llevar esta tesis a buen puerto.

Agradezco en primer lugar a mi director Fernando Veiga toda la orientación que me ha ofrecido, su ejemplo como investigador y no perder la confianza en mí ni en tormenta ni en bonanza. Agradezco también a mi director Aitzol Lamikiz por darme la posibilidad de realizar esta tesis en la UPV/EHU y por su supervisión de cara a desarrollar un trabajo riguroso.

Un agradecimiento muy especial merece Antonio Rubio, que ha sido una persona fundamental desde el principio. Sin él, esta tesis simplemente no existiría.

Muchas gracias a los demás compañeros de la unidad de Industria y Movilidad de Tecnalia, que siempre con la mejor disposición me han acompañado estos años. En particular, Jon Ander Altamira, Txomin Ostra, Germán Rodríguez, Jon Borha Fernández, Amaia Alberdi, Alfredo Suárez, Teresa Artaza, Pedro Ramiro, Mikel Ortiz, Ángel San Román, Gorka Puertas, Alain Gil, Beñat Irizar, Patxi Ortego, Mildred Puerto, Aitor Lasa y Mariluz Penalva. Un fuerte abrazo para mis compañeros Eider Aldalur y Trunal Bhujangrao, nosotros pocos, nosotros felizmente pocos; que han derramado su sangre conmigo en el doctorado.

Gracias a la Fundación Tecnalia por la confianza que depositó en mí para realizar esta tesis, así como a la Comunidad Autónoma del País Vasco por haber financiado varios proyectos de investigación. Me acuerdo también del Colegio Aldapeta Marianistas de San Sebastián, así como de la Escuela de Ingeniería Tecnun.

Deseo destacar a mis amigos del Concilio de Rivendel: Alejandro, Álvaro, Ane, Beñat, Fernando, Juan, Miguel, Miriam, Pablo, Patricia, Teresa y Xabier. El camino sigue y sigue desde la puerta donde comenzó, y lo seguiremos recorriendo juntos con pie decidido.

Muchas gracias a mi familia. A mi hermano Germán, a mis abuelos Miguel, Pilar, Julio y Victoria, y en especial, a mis padres, Juan Andrés y Arantxa. Ambos han sido siempre para mí un modelo y un apoyo indispensable. Muchas gracias de corazón.

Muchas gracias a la persona más maravillosa que conozco y que más me ha ayudado estos años, no solo con la tesis, sino a ser unido a ella la mejor persona que puedo ser. Muchas gracias a ti, Estibalitz, compañera de viaje, compañera de vida.



## Resumen

Las piezas de aleación de aluminio son ampliamente utilizadas en el sector aeronáutico, entre otros, para los componentes de cobertura y pieles del fuselaje. Estas piezas suelen ser muy delgadas y por lo tanto su rigidez es reducida. El ensamblaje y el fresado químico solían emplearse para fabricarlas, pero presentan serios inconvenientes, por lo que la apuesta por el fresado mecánico es cada vez más decidida. Con todo, este método entraña diversos retos derivados de la baja rigidez de las piezas, como afrontar las vibraciones que suceden en ellas, minimizar las distorsiones producidas al redistribuirse las tensiones residuales, así como lograr una apropiada calidad superficial.

Existen varias técnicas para afrontar estos retos, como son el empleo de utillajes flexibles y reconfigurables, y la selección de las condiciones óptimas de fresado por medio del cálculo de los lóbulos de estabilidad. Sin embargo, en el caso de las pieles aeronáuticas, en los utillajes flexibles una gran parte de la piel queda sin soporte y sin la rigidización adecuada, por lo que el fresado mecánico se hace difícil, se recurre a costosos utillajes ad hoc, o se opta en su lugar por el ensamblaje o el fresado químico, los cuales son ineficientes, contaminantes y de peores propiedades mecánicas.

El propósito de la presente tesis es impulsar el uso de los utillajes flexibles para pieles aeronáuticas. Para ello, se han realizado ensayos de fresado mecánico en placas delgadas con distintas condiciones de corte y distintas geometrías de pieza, empleando una configuración experimental que emula a la de pieles aeronáuticas en utillajes flexibles. Se han calculado sus lóbulos de estabilidad y se han analizado la vibración, la rugosidad, el espesor final y las fuerzas que se producen en este fresado. Asimismo, se ha elaborado un modelo de fuerza empírico, integral y predictivo enfocado en las pieles aeronáuticas con el que optimizar las condiciones de corte, la trayectoria de la herramienta, la geometría de pieza y la distribución de las sujeciones del utillaje.

Además, el análisis se complementa con un estudio del mecanizado de una pieza aeronáutica, que busca la secuencia óptima de las operaciones de mecanizado que menor distorsión provocan en la pieza final a consecuencia de la redistribución de las tensiones residuales inherentes.





## Laburpena

Aluminiozko aleaziozko piezak oso erabiliak dira sektore aeronautikoan, batez ere fuselajeko estaldura eta azal gisa. Pieza hauek arras meheak direnez zurruntasun murriztua dute. Muntaketa edo fresaketa kimikoaren bidez fabrikatuak izaten ziren, baina teknika hauek zenbait eragozpen dituztenez fresaketa mekanikoa geroz eta erabiliagoa da. Dena den, pieza mehen zurruntasun murriztuak hainbat erronka planteatzen dizkio fresaketa mekanikoari, hala nola bibrazioei aurre egitea, hondakin-tentsioek birbanatzean gertatutako desitxuratzeari txikitzea eta gainazal-kalitate egokia lortzea.

Hainbat teknika daude erronka hauei konponbidea aurkitzeko. Adibidez, tresneria moldakor eta birkonfiguragarriak erabiltzea, edota egonkortasun-lobuluak kalkulatzeari fresaketa-baldintza aproposak aukeratzeko. Hala ere, aeronautikako azalen kasuan, tresneria moldakorra erabiltzean azalaren zati handi bat gibelego euskarririk gabe geratzen da eta beraz zurruntasun nahikorik gabe. Hau dela eta, fresaketa mekanikoa zailtzen da eta neurritan egindako tresneria garestia erabiltzera, muntaketara edo fresaketa kimikora jotzen da, zeinak eraginkortasun baxukoak, kutsatzaileak eta ezaugarri mekaniko okerragokoak diren.

Tesi honek azal aeronautikoetarako tresneria moldakorrak bultzatzea du xede nagusi. Honetarako, fresaketa-baldintza nahiz geometria ezberdineko plaka meheak fresatu dira, azal aeronautikoek tresneria moldakorretan dituzten baldintzen antzeko konfigurazio esperimentala bilatuz. Horrela, egonkortasun-lobuluak kalkulatu eta bibrazio, zimurdura, lodiera eta sorturiko indarrak aztertu dira. Gainera, indar-eredu enpiriko eta iragartzaile osoa eratu da, azal aeronautikoetara bideratua, eta fresaketa-baldintzak, erremintaren ibilbidea, piezaren geometria eta tresneriaren euskarrien banaketa optimizatzeko balio duena.

Azkenik, ikerketa hau pieza aeronautiko baten mekanizazioaren azterketa batekin osatu da, mekanizazioko ekintzen segida hobetzeko helburuarekin, hondakin-tentsio atxikien birbanatzean gertatzen diren desitxuratzeari murrizteko.



## **Abstract**

Aluminum alloy parts are widely used in the aeronautical sector, among others, for covering components and fuselage skins. These parts are extremely thin, and therefore their rigidity is reduced. They were manufactured by assembly or chemical milling, but due to the disadvantages of these techniques, mechanical milling is becoming increasingly popular. However, the reduced stiffness of fine parts poses a number of challenges for mechanical milling, such as dealing with the vibrations that occur, minimizing the distortions produced by the redistribution of residual stresses, as well as achieving an appropriate surface quality.

There are several techniques to cope with these challenges, such as the use of flexible and reconfigurable holding fixtures, and the selection of optimal milling conditions by means of stability lobe calculations. However, in the case of aeronautical skins, in flexible fixtures, a large part of the skin is left unsupported and without adequate stiffening. For this reason, mechanical milling is difficult, resorting to expensive ad hoc tooling, or opting for assembly or chemical milling instead, which are inefficient, polluting and have poorer mechanical properties.

The main purpose of this thesis is to promote the use of flexible fixtures for aeronautical skins. Therefore, mechanical milling tests have been carried out on thin plates with different cutting conditions and different part geometries, using an experimental configuration that emulates the one of aeronautical skins in flexible tooling. Stability lobes have been calculated and the vibration, roughness, final thickness and forces produced in this milling process have been analyzed. Likewise, an empirical, integral and predictive force model focused on aeronautical skins has been elaborated, which allows to optimize milling conditions, tool trajectory, part geometry and fixture distribution in the tooling.

In addition, the analysis is complemented by a study of the machining of an aeronautical part, which seeks the optimal sequence of machining operations that causes the least distortion in the final part as a result of the redistribution of the inherent residual stresses.



## Índice de contenidos

<b>ÍNDICE DE CONTENIDOS .....</b>	<b>1</b>
<b>ÍNDICE DE FIGURAS.....</b>	<b>5</b>
<b>ÍNDICE DE TABLAS.....</b>	<b>9</b>
<b>NOMENCLATURA .....</b>	<b>11</b>
<b>CAPÍTULO I: INTRODUCCIÓN .....</b>	<b>I-1</b>
<b>1 Contexto tecnológico e industrial.....</b>	<b>I-1</b>
<b>2 Objetivos del Trabajo de Tesis Doctoral.....</b>	<b>I-5</b>
<b>3 Organización del Trabajo de Tesis Doctoral .....</b>	<b>I-5</b>
<b>CAPÍTULO II: ESTADO DEL ARTE .....</b>	<b>II-1</b>
<b>1 Introducción al estado del arte.....</b>	<b>II-1</b>
<b>2 Definición de “pieza de bajo espesor” .....</b>	<b>II-1</b>
<b>3 Las piezas de aluminio de bajo espesor en el sector aeronáutico ..</b>	<b>II-4</b>
<b>4 La fabricación de piezas de bajo espesor .....</b>	<b>II-5</b>
4.1 Ensamblaje y remachado de componentes estructurales aeronáuticos .....	II-5
4.2 Fresado químico de piezas aeronáuticas de cobertura .....	II-6
4.3 Fresado mecánico de piezas aeronáuticas estructurales y de cobertura .....	II-7
<b>5 Retos del fresado mecánico de piezas de bajo espesor .....</b>	<b>II-8</b>
5.1 Vibraciones originadas durante el proceso de mecanizado .....	II-8
5.2 Tensiones residuales.....	II-9
5.3 Otros fenómenos .....	II-10
<b>6 Técnicas para afrontar los retos del fresado mecánico de piezas de bajo espesor .....</b>	<b>II-11</b>
6.1 Utlajes aptos para pieles aeronáuticas .....	II-11
6.2 Selección de condiciones de corte: lóbulos de estabilidad .....	II-15
6.3 Simulación numérica para minimizar distorsiones.....	II-18

6.3.1 Simulación numérica para obtener el estado tensional inicial ...	II-19
6.3.2 Simulación numérica para optimizar la secuencia de mecanizado.....	II-20
6.4 Otras técnicas .....	II-21
<b>7 Conclusiones del estado del arte.....</b>	<b>II-22</b>

## **CAPÍTULO III: ESTUDIO EXPERIMENTAL DE LAS CONDICIONES DE MECANIZADO ESTABLES ..... III-1**

<b>1 Introducción .....</b>	<b>III-1</b>
<b>2 Materiales ensayados .....</b>	<b>III-1</b>
2.1 Descripción de las placas.....	III-1
2.2 Material de las placas: 2024-T3.....	III-2
2.3 Configuración de las piezas en los ensayos .....	III-2
<b>3 Diseño de experimento .....</b>	<b>III-3</b>
<b>4 Equipamiento experimental .....</b>	<b>III-4</b>
4.1 Operación de fresado .....	III-4
4.1.1 Centro de mecanizado .....	III-4
4.1.2 Herramienta de corte .....	III-5
4.2 Monitorización de la vibración y análisis modal experimental .....	III-6
4.2.1 Acelerómetro .....	III-6
4.2.2 Martillo dinamométrico .....	III-7
4.2.3 Registrador de señales .....	III-7
4.3 Medición de la rugosidad final.....	III-8
4.3.1 Rugosímetro .....	III-8
<b>5 Ejecución de los experimentos .....</b>	<b>III-9</b>
<b>6 Análisis de resultados .....</b>	<b>III-12</b>
6.1 Lóbulos de estabilidad .....	III-12
6.2 Vibraciones del proceso .....	III-15
6.3 Valor, perfil y origen de la rugosidad final .....	III-19
6.3.1 Patrón visual .....	III-19
6.3.2 Rugosidad media .....	III-20

---

6.3.3	Perfil de rugosidad .....	III-22
6.3.4	Modelo de rugosidad.....	III-26
<b>7</b>	<b>Conclusiones.....</b>	<b>III-28</b>
 <b>CAPÍTULO IV: ESTUDIO EXPERIMENTAL DE LA GEOMETRÍA DE PIEZA..... IV-1</b>		
<b>1</b>	<b>Introducción .....</b>	<b>IV-1</b>
<b>2</b>	<b>Materiales ensayados .....</b>	<b>IV-1</b>
2.1	Descripción de las placas.....	IV-1
2.2	Material de las placas: 2024-T3.....	IV-2
2.3	Configuración de las piezas en los ensayos .....	IV-3
<b>3</b>	<b>Diseño general de experimento .....</b>	<b>IV-3</b>
<b>4</b>	<b>Equipamiento experimental .....</b>	<b>IV-4</b>
4.1	Operación de fresado .....	IV-4
4.1.1	Centro de mecanizado .....	IV-4
4.1.2	Herramienta de corte .....	IV-4
4.2	Monitorización de la fuerza del proceso y análisis modal experimental .....	IV-4
4.2.1	Acelerómetro .....	IV-5
4.2.2	Martillo dinamométrico .....	IV-6
4.2.3	Mesa dinamométrica .....	IV-6
4.2.4	Registrador de señales .....	IV-6
4.3	Medición del espesor final .....	IV-7
4.3.1	Medidor de espesor .....	IV-7
<b>5</b>	<b>Condiciones óptimas de corte.....</b>	<b>IV-8</b>
5.1	Ejecución de los experimentos .....	IV-8
5.2	Análisis de resultados.....	IV-10
<b>6</b>	<b>Influencia de la geometría de pieza y modelo de fuerza .....</b>	<b>IV-11</b>
6.1	Ejecución de los experimentos .....	IV-11
6.2	Análisis de resultados.....	IV-14
6.2.1	Efecto de la pérdida de material en las frecuencias naturales .....	IV-14



6.2.2	Efecto de la geometría de pieza en el espesor final .....	IV-15
6.2.3	Efecto de la posición de la herramienta en el espesor final ....	IV-18
6.2.4	Efecto de la geometría de pieza en las fuerzas de corte .....	IV-20
6.2.5	Modelo de fuerza de corte .....	IV-22
6.2.6	Validación del modelo de fuerza de corte .....	IV-24
<b>7</b>	<b>Conclusiones.....</b>	<b>IV-24</b>
<b>CAPÍTULO V: ESTUDIO DE LA SECUENCIA DE MECANIZADO.....</b>		<b>V-1</b>
<b>1</b>	<b>Introducción .....</b>	<b>V-1</b>
<b>2</b>	<b>Materiales ensayados .....</b>	<b>V-1</b>
2.1	Descripción de la pieza .....	V-1
2.2	Material de la pieza: 7075-T651 .....	V-2
<b>3</b>	<b>Diseño general de experimento .....</b>	<b>V-2</b>
<b>4</b>	<b>Equipamiento experimental .....</b>	<b>V-3</b>
4.1	Medición de las tensiones residuales inherentes: galga extensométrica .....	V-3
<b>5</b>	<b>Medida de tensiones residuales inherentes.....</b>	<b>V-3</b>
5.1	Ejecución de los experimentos .....	V-3
5.2	Análisis de resultados.....	V-4
<b>6</b>	<b>Simulación numérica de la secuencia de mecanizado óptima .....</b>	<b>V-5</b>
6.1	Ejecución de los experimentos .....	V-5
6.2	Análisis de resultados.....	V-7
<b>7</b>	<b>Conclusiones.....</b>	<b>V-10</b>
<b>CAPÍTULO VI: APORTACIONES Y LÍNEAS FUTURAS DE TRABAJO .....</b>		<b>VI-1</b>
<b>1</b>	<b>Aportaciones .....</b>	<b>VI-1</b>
<b>2</b>	<b>Publicaciones .....</b>	<b>VI-2</b>
<b>3</b>	<b>Líneas futuras .....</b>	<b>VI-3</b>
<b>REFERENCIAS .....</b>		<b>REF-1</b>

## Índice de figuras

<i>Figura II-1. Piel aeronáutica siendo fabricada. Fuente: [Hu, 2014].</i>	II-4
<i>Figura II-2. Panel aeronáutico fabricado ensamblando y remachando distintas piezas. Fuente: [Balon, 2020].</i>	II-5
<i>Figura II-3. Piel aeronáutica siendo sometida a fresado químico. Fuente: [Tomlinson, 2014].</i>	II-6
<i>Figura II-4. Panel aeronáutico fabricado por mecanizado mecánico a partir de un solo bloque inicial. Fuente: [Balon, 2020].</i>	II-7
<i>Figura II-5. Mesa de vacío de nitrilo butadieno que permite sujetar distintas geometrías de piel aeronáutica. Fuente: [Rubio-Mateos, 2020a].</i>	II-12
<i>Figura II-6. Vista de alzado de un UHF sujetando por vacío una piel aeronáutica.</i>	II-13
<i>Figura II-7. Vista tridimensional de un UHF sujetando una piel aeronáutica. Fuente: [Hu, 2011].</i>	II-13
<i>Figura II-8. UHF de la marca CMS instalado en centro de mecanizado. Fuente: [CMS, 2017].</i>	II-14
<i>Figura II-9. Módulos de MTorres sujetando una piel aeronáutica por vacío durante el mecanizado. Fuente: [Mtorres, 2022].</i>	II-14
<i>Figura II-10. Ejemplo de lóbulos de estabilidad tridimensionales, calculados en cuatro etapas del mecanizado. Fuente: [Bravo, 2005].</i>	II-16
<i>Figura II-11. El proceso de fresado representado como lazo cerrado. Fuente: [Campa, 2010].</i>	II-18
<i>Figura II-12. Ejemplo de fresado espejo en una piel aeronáutica. Fuente: [Wang, 2018].</i>	II-22
<i>Figura III-1. Ejemplo de placa ensayada.</i>	III-2
<i>Figura III-2. Alzado de la sujeción de una placa.</i>	III-3
<i>Figura III-3. a) Configuración general del ensayo, con una placa lista para mecanizar y el acelerómetro colocado debajo. b) Resultado al finalizar el mecanizado.</i>	III-3
<i>Figura III-4. Secuencia de acciones realizadas.</i>	III-4
<i>Figura III-5. Centro de mecanizado empleado en los ensayos.</i>	III-5
<i>Figura III-6. Fotografía de una fresa empleada en los ensayos.</i>	III-6
<i>Figura III-7. Fotografía detalle de la punta del tipo de fresa tórica empleada en los ensayos.</i>	III-6

<i>Figura III-8. Modelo de acelerómetro empleado.</i>	III-7
<i>Figura III-9. Martillo dinamométrico empleado.</i>	III-7
<i>Figura III-10. Registrador de señales empleado.</i>	III-8
<i>Figura III-11. Medición de la rugosidad de una placa ya fresada.</i>	III-9
<i>Figura III-12. Placa ya fresada donde se indican las trayectorias en que se ha medido la rugosidad.</i>	III-9
<i>Figura III-13. Estrategia de mecanizado helicoidal hacia afuera.</i>	III-10
<i>Figura III-14. Alzado del proceso de fresado de una placa.</i>	III-11
<i>Figura III-15. Placa siendo fresada.</i>	III-11
<i>Figura III-16. Las cuatro placas fresadas.</i>	III-11
<i>Figura III-17. Test de impacto en una placa antes de fresarla.</i>	III-13
<i>Figura III-18. Lóbulos de estabilidad en distintas fases del mecanizado. a) TP10. b) TP08. c) TP04. d) TP02.</i>	III-14
<i>Figura III-19. Profundidad de corte axial crítica de cada placa fresada a distintas profundidades de corte.</i>	III-15
<i>Figura III-22. Piezas tras el fresado de la cajera. Marcas de chatter en rojo, marcas de ploughing en azul. a) TP10. b) TP08. c) TP04. d) TP02.</i>	III-20
<i>Figura III-23. Rugosidad media según profundidad y recorrido de corte.</i>	III-21
<i>Figura III-24. Perfiles de rugosidad según profundidad y recorrido de corte.</i>	III-24
<i>Figura III-26. Componentes de la rugosidad media por recorrido de corte. a) TP10. b) TP08. c) TP04. d) TP02.</i>	III-27
<i>Figura III-27. Componentes del promedio de la <math>R_a</math> para cada pieza.</i>	III-28
<i>Figura IV-1. Ejemplo de tres piezas ensayadas, cada una con un área distinta.</i>	IV-2
<i>Figura IV-2. Configuración experimental de un ensayo, con una pieza de <math>85 \times 85 \times 2.03 \text{ mm}^3</math> simplemente sujeta por cuatro tornillos en sus esquinas, lista para ser fresada sobre una mesa dinamométrica, con un acelerómetro colocado debajo.</i>	IV-3
<i>Figura IV-3. Placa ya fresada mostrando los lugares en los que se considera la fuerza de corte y se mide el espesor.</i>	IV-5
<i>Figura IV-4. Modelo de acelerómetro empleado.</i>	IV-5
<i>Figura IV-5. Mesa dinamométrica empleada.</i>	IV-6
<i>Figura IV-6. Medidor de espesor y palpador utilizados.</i>	IV-7

<i>Figura IV-7. Esquema de la trayectoria de corte seguida.</i> .....	IV-8
<i>Figura IV-8. Test de impacto en la herramienta.</i> .....	IV-9
<i>Figura IV-9. Ensayos de ranurado para obtener los coeficientes de corte.</i> .....	IV-9
<i>Figura IV-10. SLD de una pieza de dimensiones 85x85x2,03 mm<sup>3</sup>, y el punto de operación seleccionado.</i> .....	IV-111
<i>Figura IV-11. Placa de área 85x85 mm<sup>2</sup> ya fresada.</i> .....	IV-12
<i>Figura IV-12. Placa de área 155x155 mm<sup>2</sup> ya fresada.</i> .....	IV-12
<i>Figura IV-13. Placa de área 225x225 mm<sup>2</sup> ya fresada.</i> .....	IV-13
<i>Figura IV-14. Las veintisiete piezas fresadas.</i> .....	IV-14
<i>Figura IV-15. Primera frecuencia natural de cada pieza antes y después del fresado. a) d=69 mm. b) d=139 mm. c) d=209 mm.</i> .....	IV-15
<i>Figura IV-16. Efecto que en el error medio del espesor tienen el espesor inicial de pieza y la distancia entre puntos de apoyo.</i> .....	IV-17
<i>Figura IV-17. Efecto que en el error medio del espesor tienen el espesor inicial de pieza y la distancia entre puntos de apoyo considerando solo los primeros 33 recorridos de corte.</i> .....	IV-18
<i>Figura IV-18. Error de espesor en cada recorrido de corte para piezas cuya distancia entre puntos de fijación es d=69 mm. a) h=2,03 mm. b) h=3,18 mm. c) h=4,83 mm.</i> .....	IV-19
<i>Figura IV-19. Error de espesor en cada trayectoria de corte para piezas cuya distancia entre puntos de fijación es d=139 mm. a) h=2,03 mm. b) h=3,18 mm. c) h=4,83 mm.</i> .....	IV-19
<i>Figura IV-20. Error de espesor en cada trayectoria de corte para piezas cuya distancia entre puntos de fijación es d=209 mm. a) h=2,03 mm. b) h=3,18 mm. c) h=4,83 mm.</i> .....	IV-20
<i>Figura IV-21. Efecto que el espesor inicial y la distancia entre puntos de apoyo tienen en la fuerza media de corte.</i> .....	IV-21
<i>Figura IV-22. Módulo de la fuerza de corte experimental (rojo) y calculada según el modelo (verde).</i> .....	IV-23
<i>Figura V-1. (Izquierda) Bloque inicial simulado. (Centro) Pieza final simulada. (Derecha) Pieza final real.</i> .....	V-2
<i>Figura V-2. Proceso de laminación del bloque inicial.</i> .....	V-2
<i>Figura V-3. Galga extensométrica 062UL.</i> .....	V-3

---

<i>Figura V-4. Sistema de taladrado modificado con el bloque inicial y la galga extensométrica colocada.....</i>	<i>V-4</i>
<i>Figura V-5. Orientación, dimensiones y numeración de las caras del bloque monolítico inicial.....</i>	<i>V-4</i>
<i>Figura V-6. Geometría simulada de la pieza antes de cada operación de mecanizado, y sus utillajes correspondientes.....</i>	<i>V-5</i>
<i>Figura V-7. Geometrías y superficies level-set en las operaciones de mecanizado 1, 2, 3 y 4.....</i>	<i>V-6</i>
<i>Figura V-8. I) Level-set 1a (parte superior). II) Level-set 1b (agujero central). III) Level-set 1c/d (caras verticales longitudinales). IV) Level-set 1e/f (caras verticales laterales).....</i>	<i>V-7</i>
<i>Figura V-9. Desplazamiento tras la operación de mecanizado 1, siguiendo la secuencia 1. ....</i>	<i>V-8</i>
<i>Figura V-10. Desplazamiento tras la operación de mecanizado 1, siguiendo la secuencia 2. ....</i>	<i>V-8</i>
<i>Figura V-11. Desplazamiento tras la operación de mecanizado 1, siguiendo la secuencia 3. ....</i>	<i>V-9</i>
<i>Figura V-12. Desplazamiento tras la operación de mecanizado 1, siguiendo la secuencia 4. ....</i>	<i>V-9</i>
<i>Figura V-13. Desplazamiento tras la operación de mecanizado 1, siguiendo la secuencia 5. ....</i>	<i>V-10</i>

## Índice de tablas

<i>Tabla III-1. Características del centro de mecanizado empleado.</i>	III-5
<i>Tabla III-2. Placas delgadas según la profundidad de corte.</i>	III-12
<i>Tabla IV-1. Rangos dimensionales de las placas delgadas ensayadas.</i>	IV-2
<i>Tabla IV-2. Etapas del experimento.</i>	IV-4
<i>Tabla IV-3. Coeficientes de corte obtenidos experimentalmente a 16000 rpm.</i>	IV-10
<i>Tabla IV-4. Condiciones de fresado.</i>	IV-11
<i>Tabla IV-5. Diseño del experimento.</i>	IV-133
<i>Tabla IV-6. Idoneidad de los datos de espesor real para ANOVA.</i>	IV-16
<i>Tabla IV-7. ANOVA del error de espesor.</i>	IV-16
<i>Tabla IV-8. Idoneidad de los datos de fuerza para ANOVA.</i>	IV-20
<i>Tabla IV-9. ANOVA de la fuerza de corte.</i>	IV-211
<i>Tabla V-1. Nomenclatura de datos de la simulación.</i>	V-6
<i>Tabla V-2. Level-sets correspondientes a cada suboperación de la operación de mecanizado 1.</i>	V-7
<i>Tabla V-3. Orden en que se realizan las suboperaciones de mecanizado y figura correspondiente.</i>	V-7
<i>Tabla V-4. Máxima magnitud del desplazamiento final tras cada operación de mecanizado.</i>	V-10



## Nomenclatura

### Acrónimos

AAAP	Pieza aeronáutica de aleación de aluminio ( <i>Aeronautical Aluminum Alloy Part</i> )
ANOVA	Análisis de Varianza ( <i>ANalysis Of VAriance</i> )
CAD	Diseño asistido por ordenador ( <i>Computer-Aided Design</i> )
EMA	Análisis modal experimental ( <i>Experimental Modal Analysis</i> )
FRF	Función de Respuesta en Frecuencia
FFT	Transformada rápida de Fourier ( <i>Fast Fourier Transform</i> )
MAE	Error medio absoluto ( <i>Mean Absolute Error</i> )
MAPE	Error medio porcentual absoluto ( <i>Mean Absolute Percentage Error</i> )
MEF	Método de Elementos Finitos
XFEM	Método de elementos finitos extendido ( <i>eXtended Finite Element Method</i> )
NNS	Forma cercana a la final ( <i>Near Net Shape</i> )
RPK	Ingresos pasajeros-kilómetro ( <i>Revenue Passenger-Kilometres</i> )
SLD	Diagrama de lóbulos de estabilidad ( <i>Stability Lobes Diagram</i> )
3D-SLD	Diagrama tridimensional de lóbulos de estabilidad ( <i>3D Stability Lobes Diagram</i> )
SW	Prueba de Saphiro-Wilk
UHF	Uillaje universal de sujeción ( <i>Universal Holding Fixture</i> )
WAAM	Fabricación aditiva por arco de alambre ( <i>Wire Arc Additive Manufacturing</i> )



## Variables

Símbolo	Descripción	Unidad
$A_0$	Matriz de coeficientes direccionales	
$a_r$	Profundidad radial de corte	[mm]
$a_p$	Profundidad axial de corte	[mm]
$D_{near}$	Fracción de la distancia del punto considerado de la trayectoria de la herramienta al punto de sujeción más cercano entre la distancia del centro de la pieza	
$d$	Distancia entre puntos de apoyo de la placa	[mm]
$f_z$	Avance por filo	[mm/filo]
$f_{chatter}$	Frecuencia de chatter	[Hz]
$f_{golpeo}$	Frecuencia de golpeo de filo	[Hz]
$\hat{F}$	Módulo de la fuerza de corte predicha	[N]
$F_a$	Componente axial de la fuerza de corte	[N]
$F_r$	Componente radial de la fuerza de corte	[N]
$F_t$	Componente tangencial de la fuerza de corte	[N]
$F_i$	Módulo de la fuerza de corte de un ensayo	[N]
$G(i\omega_c)$	Matriz con las FRF combinadas del sistema herramienta-pieza	
$h$	Espesor inicial de la placa	[mm]
$i$	Elemento diferencial del filo	
$j$	Número de filos en zona de corte	
$K_{ac}$	Coeficiente axial de cizalladura	[N/mm <sup>2</sup> ]
$K_{ae}$	Coeficiente axial de rozamiento	[N/mm]
$K_{rc}$	Coeficiente radial de cizalladura	[N/mm <sup>2</sup> ]
$K_{re}$	Coeficiente radial de rozamiento	[N/mm]
$K_{tc}$	Coeficiente tangencial de cizalladura	[N/mm <sup>2</sup> ]
$K_{te}$	Coeficiente tangencial de rozamiento	[N/mm]

---

$L$	Longitud del filo	[mm]
MRR	Tasa de arranque de material ( <i>Material Removal Rate</i> )	[mm <sup>3</sup> /min]
N	Cantidad total de datos disponibles	
$R_a$	Rugosidad media	[ $\mu$ m]
$R_c$	Rugosidad media provocada por el chatter	[ $\mu$ m]
$R_f$	Rugosidad media provocada por el desplazamiento relativo entre pieza y utillaje y por vibración forzada	[ $\mu$ m]
$R_h$	Rugosidad media teórica	[ $\mu$ m]
$r$	Radio de punta de la herramienta	[mm]
S	Velocidad de giro del husillo	[rpm]
$V_{rem}$	Fracción del volumen remanente de la pieza en el punto considerado de la trayectoria de la herramienta entre el volumen inicial de la pieza	
Z	Número de filos de la herramienta	
$\alpha$	Intervalo de confianza del ANOVA	
$\beta$	Ángulo de hélice de la herramienta	[rad]
$\phi$	Posición angular del filo de corte $j$	[rad]
$\varphi$	Función level-set	



*Nosotros no somos geómetras más que ante la materia;  
los griegos fueron primero geómetras en el aprendizaje de la virtud*

Simone Weil



## ***CAPÍTULO I***

---



# CAPÍTULO I: INTRODUCCIÓN

## 1 Contexto tecnológico e industrial

Ícaro pero obediente, el avión es la materialización de un sueño humano largamente ansiado que ha puesto en mutuo contacto los más recónditos lugares del Globo, convirtiéndose así desde en un velocísimo enlace que hermana civilizaciones hasta en un temido instrumento de guerra. Este carácter dual del avión se refleja en todas sus facetas, y más de un siglo después de su invención, se trata de un crisol de arte y tecnología, de ciencias naturales y ciencias sociales convertido ya en icono contemporáneo, en la imagen de portada del siglo XX, y también del XXI, de momento.

Por lo tanto, las perspectivas de crecimiento del sector aeronáutico han sido siempre promisorias, hasta que la pandemia del COVID-19, al principio una crisis sanitaria, rápidamente derivó en una crisis también social e industrial. El sector aeronáutico no fue una excepción, con fábricas en todo el mundo encarando serias dificultades. Esto se debió a dos razones principales. La primera razón fue la afección de la crisis sanitaria a las cadenas de suministro globales, que impactó severamente en el sector aeronáutico [Nicola, 2020]. La segunda razón fue la rápida caída de pasajeros y por tanto de vuelos comerciales. Si en 2019 en el mundo hubo 4500 millones de pasajeros, en 2020 hubo 1800 millones, esto es, una caída súbita del 60.2% [IATA, 2022], lo que acarreó una reducción notable de demanda de nuevos aviones. Por ejemplo, en 2020 la compra de aviones comerciales de Airbus disminuyó un 34% con respecto a 2019; disminución del 59% en el caso de Boeing [Pierrat, 2021]. En el caso vasco, el clúster aeronáutico Hegan ha estimado que sufrió una reducción en su facturación del 30% y en puestos de trabajo del 10% en 2020 [Villate, 2022].

Sin embargo, el transporte aéreo volvió a ser, durante la crisis sanitaria, una efectiva respuesta ante una situación de emergencia tan disruptiva. El Programa Mundial de Alimentos y la Organización Mundial de la Salud fletaron vuelos con equipo médico [UN News, 2020] y trabajadores humanitarios para llegar a los países más vulnerables [Ghebreyesus, 2020], lo cual demuestra la actualidad y necesidad del sector aeronáutico. Por su parte, la Organización de Aviación Civil Internacional preveía, antes de la pandemia, una tasa de crecimiento anual compuesto de ingresos por pasajero por kilómetro (*Revenue Passenger-Kilometres [RPK]*) del 4.2% para el periodo 2018-2028, también del 4.2% para el periodo 2018-2038. En una nueva previsión posterior a la pandemia, estos valores se han rebajado al 2.6% y 3.3%, respectivamente [ICAO, 2021]. No



obstante, esto muestra que incluso tras la pandemia las perspectivas de crecimiento siguen siendo positivas.

De igual manera, si bien la caída de pasajeros en 2020 se mantuvo en 2021, en 2022 está experimentando una sostenida recuperación, y así, las compras y reservas de billetes de avión se encuentran ya en la Unión Europea en el 80% de las que se producían en las mismas fechas en 2019 [IATA, 2022]. Asimismo, Hegan considera ya iniciada la senda de la recuperación de la actividad, con un crecimiento de los puestos de trabajo y de la I+D en 2021, y ha constatado que la crisis ha afectado levemente a subsectores como el espacial, la aviación cero emisiones y nuevas formas de movilidad urbana [Hegan, 2022].

Sin embargo, nuevos riesgos amenazan el sector aeronáutico. Las cadenas de suministro de componentes para la aviación están siendo afectadas no solo por la pandemia de COVID-19, sino también, y cada vez más, por nuevos riesgos globales. Un escenario geopolítico voluble y violento, así como su impacto en el precio y disponibilidad de materias primas e hidrocarburos, recursos inherentemente finitos; problemas crecientes en el suministro de semiconductores; y la necesidad de reducir emisiones contaminantes durante la fase de fabricación obligan a realizar importantes adaptaciones en la industria manufacturera aeronáutica. Así, sus cadenas de suministro serán presumiblemente reorientadas persiguiendo una mayor sostenibilidad, cercanía y resiliencia, lo que podría implicar costes también mayores [Sarkis, 2020]. Todo esto lleva a deber realizar un uso más económico de los materiales y la energía, a minimizar residuos, a reducir defectos y externalidades negativas, en definitiva, a optimizar la fabricación.

De hecho, la descarbonización de la economía, junto con la diversificación de fuentes y optimización de uso de las materias primas, ya era una prioridad en la política industrial de la Unión Europea desde antes de la pandemia [Comisión Europea, 2020], y estrechamente vinculada a la defensa de la soberanía tecnológica europea, para lo cual se han identificado varios ámbitos industriales clave, en los que la Unión Europea no debe permitirse quedar atrás. Uno de estos ámbitos es la fabricación avanzada, y dentro de ella, la optimización de los procesos de fabricación, buscando mejorar la productividad, flexibilidad y sostenibilidad de los mismos, y empleando para ello una intensa sensorización y un análisis sistemático de los datos de proceso [Ramahandry, 2021].

Uno de los procesos de fabricación de mayor criticidad y potencial de mejora dentro del sector aeronáutico es el fresado de piezas de bajo espesor que, por tanto, presentan baja rigidez. Si bien los materiales compuestos están creciendo en presencia, los materiales más utilizados para fabricar componentes

aeronáuticos siguen siendo las aleaciones de aluminio y de titanio. Piezas aeronáuticas de bajo espesor son por ejemplo componentes estructurales como los tirantes, largueros, larguerillos y costillas; así como componentes del fuselaje como escotillas, puertas, paneles y pieles aeronáuticas, entre otros. Los álabes de rotor también son un ejemplo de piezas finas aeronáuticas.

Los componentes estructurales inicialmente se fabricaban soldando o remachando distintas piezas, pero en la actualidad se opta por mecanizarlas a partir de un único bloque monolítico a fin de conseguir un comportamiento uniforme y una buena relación fuerza-peso. Así se mecanizan también los álabes de rotor. En el caso de las pieles metálicas que componen el fuselaje y cubren la aeronave, se suele partir de unas chapas o paneles de grandes dimensiones, a los que se reduce el peso por medio de la reducción de su espesor [Herranz, 2005], a la vez que se dota a la pieza de su forma final, a menudo altamente compleja. Hay que tener en cuenta que cuanto menor sea el peso de estas piezas, menor será el peso del avión, y por tanto menor también su consumo de energía. En un principio, se optó para estas piezas por el denominado fresado químico, pero es muy contaminante y peligroso, por lo que se ha convertido en necesario desarrollar técnicas alternativas de mecanizado mecánico [Bao, 2018a]. Es aquí donde se enmarca la presente tesis.

El mecanizado mecánico de pieles metálicas entraña, con todo, importantes desafíos. El espesor tan delgado que alcanzan las pieles (se trata de un caso de suelos delgados o *thin floors*) lleva aparejada una reducción de la rigidez de estas piezas que provoca problemas durante el fresado, cuales son las vibraciones, tanto autoexcitadas (*chatter*) como forzadas; flexiones estáticas; y redistribución de tensiones residuales. Esto puede causar un desgaste agravado de herramienta de corte, disminuye la vida útil del husillo, reduce la productividad, distorsiona la forma de la pieza final y perjudica su calidad superficial [Zhu, 2020], [Arnaud, 2011]. Los últimos problemas son en especial críticos, pues los componentes del fuselaje deben cumplir con estrictos requisitos y tolerancias impuestos por consideraciones aerodinámicas y de seguridad.

La presente tesis, realizada en el marco de una colaboración entre el centro de investigación Tecnalia y la Universidad del País Vasco / Euskal Herriko Unibertsitatea, busca afrontar estos retos y aportar soluciones prácticas para el fresado mecánico de piezas aeronáuticas de espesor y rigidez reducidos. La tesis continua así la tradición investigadora de la Universidad del País Vasco en el ámbito de la fabricación de piezas de baja rigidez, de gran importancia habida cuenta del peso del sector aeronáutico y del sector de la máquina-herramienta en territorio vasco [Muñoz, 2013]. Hitos destacados de esta larga investigación

son las tesis en que se desarrolló una metodología para el fresado de paredes delgadas [Bravo, 2007] y de suelos delgados [Campa, 2010]. Estas tesis se basaban en la estimación de los parámetros de corte como medio para evitar la aparición de chatter. Más recientemente, Antonio Rubio ha focalizado su interés en el desarrollo de un utillaje flexible de vacío que amortigüe las vibraciones durante el fresado de pieles aeronáuticas, como sustitución de otras soluciones empleadas hasta la fecha, por ejemplo máquinas de doble cabezal, utillajes rígidos o mesas de vacío, que presentan ciertos inconvenientes [Rubio-Mateos, 2020b].

Continuando estas investigaciones y desarrollos tecnológicos, la presente tesis estudia el fresado mecánico de piezas de aluminio de bajo espesor, cual es el fresado de estas piezas en suspensión, o apoyadas solo puntualmente en sus extremos, que es lo que sucede al emplear utillaje flexible del tipo *Universal Holding Fixture*, en los que mediante copas de vacío se sujeta una piel aeronáutica a la que se le van a realizar taladrados, perfilados, cortes o fresados. En general, el mecanizado por medio de esta clase de utillajes viene limitado por la distancia entre las copas de vacío, que provoca que una gran superficie de la pieza esté sin apoyo y consecuentemente vibre con gran facilidad. Esto limita en gran medida el uso de los *Universal Holding Fixture* para fresado, y obliga a optar por soluciones más costosas en términos de materia, tiempo y energía. A fin de optimizar el uso de los *Universal Holding Fixture*, en la presente tesis se analizan las condiciones de corte, distribución de apoyos y geometría de pieza idóneas para fresar pieles aeronáuticas de manera estable.

Además, en la presente tesis se ha estudiado también el caso de las piezas aeronáuticas fresadas a partir de un bloque monolítico. En ellas, las distintas operaciones necesarias desde el bloque inicial hasta alcanzar la pieza final pueden realizarse en diverso orden, siendo a menudo difícil determinar la secuencia de operaciones de fresado que a consecuencia de la redistribución de las tensiones residuales menor distorsión provoque en la pieza final. Así pues, se ha empleado una simulación numérica para hallar esta secuencia óptima y minimizar la distorsión de la pieza.

## 2 Objetivos del Trabajo de Tesis Doctoral

El propósito fundamental de la presente tesis es impulsar el uso de los utillajes flexibles para pieles aeronáuticas, y de modo más general, aumentar la confiabilidad de los procesos de fabricación de piezas de aleación de aluminio de baja rigidez empleadas en el sector aeronáutico.

Para alcanzar tal propósito, los objetivos tecnológicos concretos que ha perseguido este trabajo son:

- O1: Búsqueda y elaboración del estado de la cuestión en fresado de piezas de aleación de aluminio de baja rigidez; en concreto, de pieles, placas delgadas y cajeras para componentes de aviación.
- O2: Estudio de las condiciones de corte y geometría de pieza que más influyen en la precisión final que se alcanza en el fresado de piezas de baja rigidez, en concreto, cuando el fresado se realiza en piezas suspendidas o sin soporte, tal y como sucede con las pieles aeronáuticas en los utillajes flexibles.
- O3: Análisis de la vibración, rugosidad, error de espesor y fuerza de corte que resultan del fresado de placas y pieles aeronáuticas.
- O4: Optimización de la secuencia de mecanizado de una pieza aeronáutica para minimizar la distorsión producida a consecuencia de la redistribución de sus tensiones residuales inherentes.
- O5: Elaboración y validación de un modelo de fuerza a ser empleado en el fresado de pieles aeronáuticas en utillajes flexibles.

## 3 Organización del Trabajo de Tesis Doctoral

Con el fin de abordar de una manera estructurada los objetivos tecnológicos presentados en el apartado anterior, el presente trabajo de Tesis Doctoral se ha estructurado de la siguiente manera:

- El capítulo I presenta el contexto en que se ha realizado la Tesis, así como sus objetivos principales.
- El capítulo II presenta el estado de la cuestión en materia de fresado de piezas aeronáuticas de aluminio de bajo espesor, desgranando qué son estas piezas, cuál es su función, cómo se fabrican, que fenómenos suceden en ellas y cuáles han sido hasta el presente las maneras de afrontar estos fenómenos.
- El capítulo III presenta el estudio experimental de cómo las condiciones de corte influyen en la vibración y rugosidad de una pieza delgada fresada en un utillaje flexible.

- El capítulo IV presenta el estudio experimental de cómo la geometría de una pieza delgada fresada en un utillaje flexible influye en su error de espesor y en la fuerza de corte. Asimismo, se presenta un modelo empírico de esta fuerza.
- El capítulo V presenta la medición de tensiones residuales inherentes y la simulación numérica de una pieza aeronáutica a fin de determinar la secuencia óptima de mecanizado.
- El capítulo VI, por último, presenta las conclusiones del trabajo de Tesis Doctoral, las aportaciones alcanzadas y las líneas futuras a desarrollar.

## ***CAPÍTULO II***

---



## CAPÍTULO II: ESTADO DEL ARTE

### 1 Introducción al estado del arte

En este capítulo se presenta el estado del arte del mecanizado de piezas de aluminio de bajo espesor.

El capítulo comienza con una revisión bibliográfica de las definiciones que se han dado del concepto de pieza fina o delgada, con el objetivo de llegar a una definición lo más completa y rigurosa posible. Continúa con una contextualización del lugar de este tipo de piezas dentro del sector aeronáutico y de las funciones que desempeñan. Acto seguido, se explican las distintas formas de fabricarlas que existen, y por qué el fresado mecánico es la idónea. Sin embargo, el fresado mecánico también entraña retos que deben resolverse, por lo que el siguiente apartado aborda dos de los principales aspectos en este contexto: las vibraciones y las tensiones residuales que perjudican la calidad y forma final de las piezas delgadas. Por último, se detalla el estado actual de la técnica que afronta estos retos, como son los utillajes flexibles para pieles aeronáuticas, la selección de condiciones de corte óptimas que minimicen las vibraciones, y la realización de una secuencia de mecanizado que reduzca distorsiones. Del análisis realizado se concluye que estas tecnologías y técnicas no están completamente resueltas, y el presente estado del arte sirve para mostrar también sus ámbitos de mejora y potencial de desarrollo.

### 2 Definición de “pieza de bajo espesor”

Sorprendentemente, y a pesar de la vasta multitud de artículos y textos científicos que versan sobre ellas, el término ‘pieza delgada’, así como su equivalente en inglés *thin part* y los términos que se refieren a tipos de piezas finas como *thin plate* (placa fina o delgada), *thin wall* (pared delgada), *thin floor* (suelo delgado) y *pocket* (cajera), es muy rara vez definido con claridad. A menudo estos artículos sobre piezas delgadas son sintéticos pero no analíticos, esto es, estudian ciertos aspectos de las mismas sin llegar a definir las por completo. Con el objetivo de proveer de conocimiento lo más riguroso posible sobre esta clase de piezas tan utilizadas en la industria aeronáutica, a continuación se aportan unas definiciones de estos términos, basadas en la bibliografía existente que las ha abordado.

Las paredes delgadas suelen ser fabricadas por fresado periférico, y las placas y suelos delgados por fresado frontal. Las cajeras están constituidas por una combinación de paredes y suelos, por lo que se combinan ambas variantes del



proceso de fresado. Con todo, a veces el término *thin wall* se emplea genéricamente para englobar todos los casos anteriormente citados, sin diferenciar paredes o suelos. Los materiales más usuales son las aleaciones de aluminio, titanio y acero [Del Sol, 2019c].

Una primera definición de pieza delgada la da la teoría de placas de Stephen Timoshenko, que señala que el grosor de una placa delgada es entre la quinta y la centésima parte de sus restantes dimensiones [Timoshenko, 1970]. Esta definición, sin embargo, se encuadra más bien en la Ingeniería de Materiales y de Estructuras, y no fue concebida para ser empleada en el ámbito del mecanizado.

Izamshah Raja Abdullah, en su tesis sobre la flexión de paredes delgadas durante el mecanizado, reconoce la escasez de definiciones de pared delgada. Señala que en el caso de esferas y cilindros delgados el criterio es la distribución de tensiones residuales. En el caso de placas, diferencia entre placas super finas, finas y gruesas, y emula la clasificación de Stephen Timoshenko, por lo que placas delgadas serían aquéllas cuya relación de dimensiones se halla en los umbrales ya mencionados. Sin embargo, el propio Abdullah descarta que vaya a emplear esta definición, y en su lugar opta por considerar pared delgada a aquélla cuya flexión elástica bajo la acción de las fuerzas de mecanizado afecte a la precisión, es decir, la que implique salirse de las tolerancias establecidas [Abdullah, 2011]. Esto supone dar una definición convencional de las piezas delgadas, y por tanto, cambiante de un caso industrial a otro.

Una definición que parte del mecanizado y que es general y universal la da Irene del Sol en su extensa revisión bibliográfica de esta clase de piezas. Señala dos características principales de las piezas delgadas: su baja rigidez y su alta esbeltez. Así, las piezas delgadas presentan un espesor al menos seis veces inferior que cualquiera de las otras dos dimensiones. En el caso de las pieles, el espesor sería al menos diez veces inferior, lo que las hace flexibles y fáciles de doblar [Del Sol, 2019c]. Es preciso notar que una pieza (en especial si es de muy grandes dimensiones) puede cumplir el criterio de alta esbeltez, pero no el de baja rigidez, por lo que no se la podría considerar pieza delgada.

En su revisión bibliográfica sobre las tensiones residuales en piezas aeronáuticas de aluminio (*aeronautical aluminum alloy parts [AAAPs]*), Jian-Guang Li y Shu-Qi Wang señalan que en las piezas delgadas las tensiones inducidas por mecanizado afectan a la distorsión de la pieza final más que las tensiones inherentes, mientras que en las piezas gruesas sucede a la inversa. El espesor límite por debajo del cual prevalece la influencia de las tensiones inducidas no está claro, y diversos estudios lo establecen entre 3 mm y 4 mm; 5

mm también podría ser un espesor límite, ya que por debajo de este valor la distorsión empieza a verse afectada por la tasa de arranque [Li, 2017].

Por último, una definición también numérica, aunque sin justificar, establece que las paredes delgadas tienen, en general, un espesor de entre 1 y 2,5 mm [Bolar, 2018].

Como conclusión, y tras revisar todas las definiciones aportadas, se llega a que las definiciones puramente relacionales, puramente fenoménicas, o puramente numéricas son insuficientes, al menos dentro del ámbito del mecanizado mecánico.

En primer lugar, las definiciones basadas en la relación entre dimensiones (esbeltez) son necesarias pero insuficientes. Además del criterio de alta esbeltez, las piezas delgadas deben definirse a partir de su baja rigidez, la cual depende no solo de sus dimensiones, sino también del material, peso y forma.

En segundo lugar, las definiciones basadas únicamente en los fenómenos adversos que aparecen en las piezas delgadas son útiles pero incorrectas. Los fenómenos adversos, como chatter de pieza y flexiones elásticas, son característicos de las piezas delgadas, pero no definitorios. Esto es así porque definir las piezas delgadas a partir de ellos supondría dar definiciones convencionales de las piezas finas, dependientes de lo que se entienda por adverso en cada caso industrial concreto; y porque estos fenómenos son abordables por medio de varias técnicas, por lo que el fenómeno adverso podría desaparecer y la pieza seguir siendo la misma, con lo que la definición dejaría de ser válida.

En tercer lugar, las definiciones numéricas, consistentes en dar un valor de espesor como límite entre grueso y delgado, son útiles pero poco rigurosas, porque no tienen en cuenta la forma de la pieza ni que ésta a menudo es resultado de un proceso continuo de mecanizado, a partir de piezas de mayores dimensiones. A menudo la pieza no es fina al comienzo del mecanizado, pero sí lo es al final, por lo que los fenómenos indeseables hacen su aparición paulatinamente.

Así pues, no cabe dar una definición tajante de qué es una pieza delgada y qué no, pero sí puede darse una definición razonablemente precisa, rigurosa y completa, combinando las definiciones relacionales, fenoménicas y numéricas. La alta esbeltez, que se puede calcular por medio de los criterios ya mencionados, hace que la rigidez de las piezas delgadas sea baja, y que por lo tanto si no se toman acciones preventivas aparezcan al mecanizarlas fenómenos nuevos en pieza. Estos fenómenos pueden aparecer desde el comienzo del

mecanizado, si la pieza inicial ya es delgada, pero si no pueden ir apareciendo paulatinamente según avanza el mecanizado. El valor del espesor por debajo del cuál estos fenómenos aparecen y por tanto obligan a actuar para prevenirlos es difuso y dependiente de multitud de factores, y más que un valor es un intervalo. Por tanto, las piezas delgadas y las piezas gruesas deberían entenderse más bien como dos conjuntos difusos. Los estudios disponibles en la bibliografía actual sobre las piezas delgadas de aluminio empleadas en el sector aeronáutico permiten establecer la frontera difusa de estos dos conjuntos entre los 2,5 y 5 mm de espesor.

### 3 Las piezas de aluminio de bajo espesor en el sector aeronáutico

El aeronáutico es el sector donde más se están empleando piezas delgadas fabricadas a partir de un bloque monolítico o de una chapa. Esto se debe a la necesidad de maximizar la ratio resistencia-peso de estas piezas. Así pues, el mecanizado aparece como la forma óptima de conseguir en la pieza final las estrictas propiedades que se requieren con el mínimo material posible. Esta clase de piezas delgadas se emplean tanto para componentes de motor empleando materiales termorresistentes (álabes de rotores y carcasas), como para elementos estructurales (tirantes, costillas, largueros y larguerillos del ala) y de cobertura (pieles, puertas y escotillas) empleando aleaciones de aluminio [Del Sol, 2019c].

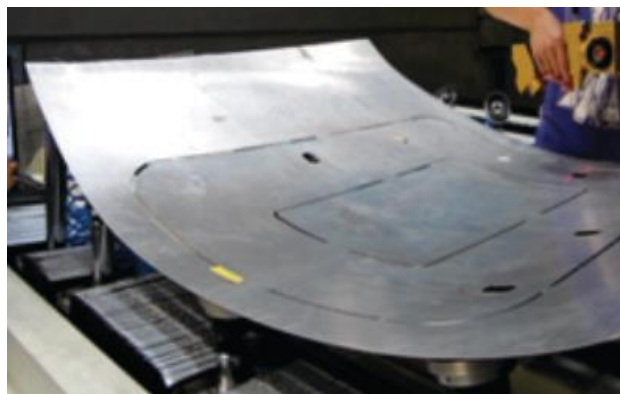


Figura II-1. Piel aeronáutica siendo fabricada. Fuente: [Hu, 2014].

Uno de los principales criterios de diseño en el sector aeronáutico es la reducción del peso de los aviones, ya que de esta manera se consumirá menos energía, lo que redundará en un menor impacto ambiental y en un coste más bajo de los viajes. También lo es lograr piezas lo más compactas y resistentes posibles.

Por análogos motivos, las piezas delgadas y compactas, no necesariamente de aluminio, también se emplean con frecuencia en el sector automotriz, y se

pueden encontrar en el bastidor o en la suspensión, entre otros. Otros sectores con necesidad de piezas delgadas son el aeroespacial (por ejemplo, para paneles que recubren satélites) y el energético (álabes de turbina).

## 4 La fabricación de piezas de bajo espesor

Centrando el análisis en las piezas delgadas de aleaciones de aluminio para el sector aeronáutico, inicialmente éstas se fabricaban por medio de remaches y ensamblajes de piezas más pequeñas, sobre todo en el caso de que fueran componentes estructurales; o por medio del fresado químico, en especial en el caso de que fueran piezas de cobertura, pieles y fuselaje. Recientemente, el fresado mecánico está ocupando un lugar más preponderante y sustituyendo a ambas tecnologías.

### 4.1 Ensamblaje y remachado de componentes estructurales aeronáuticos

El ensamblaje consiste en la unión mecánica de varias piezas para formar una pieza mayor. En el caso del remachado, esta unión es permanente y se consigue por medio de elementos, denominados remaches, que atraviesan los componentes y sirven de fijación entre ellos. La cabeza del remache es deformada plásticamente y así adquiere la unión el carácter de permanente.

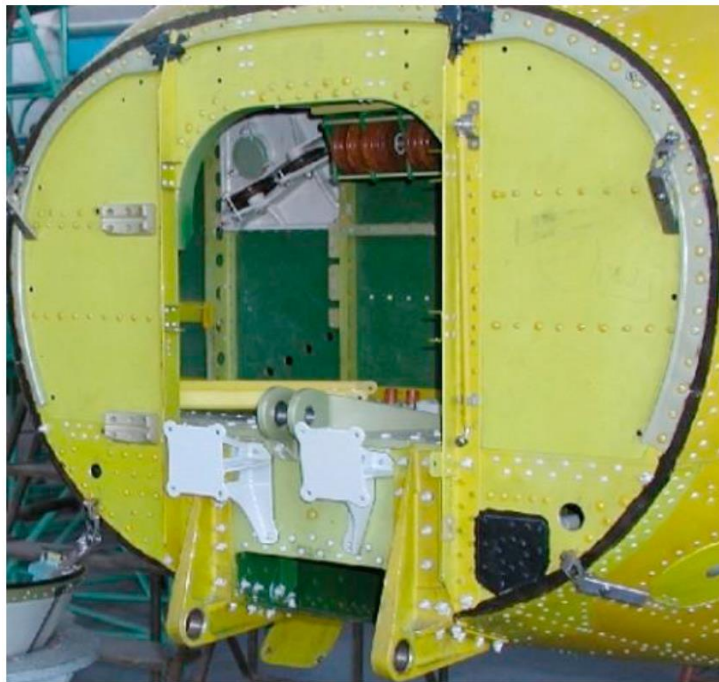


Figura II-2. Panel aeronáutico fabricado ensamblando y remachando distintas piezas. Fuente: [Baŕon, 2020].

Sin embargo, el ensamblaje y remachado presenta serios inconvenientes:

- Se trata de un proceso largo [Bañon, 2018].
- Origina piezas poco uniformes [Del Sol, 2019c], a consecuencia de ensamblar un gran número de componentes distintos.
- Produce piezas finales de peso excesivo, a consecuencia de los remaches y elementos de unión [Bañon, 2018].
- Deforma la pieza final debido a los esfuerzos que introduce la deformación de la cabeza del remache [Cheng, 2011].
- Presenta un grado de incertidumbre mayor que el de otros procesos de fabricación, lo que hace necesario inspeccionar los remaches [Camacho, 2019].

#### 4.2 Fresado químico de piezas aeronáuticas de cobertura

El fresado químico consiste en la eliminación de metal por medio de la acción de un agente químico. Las pieles aeronáuticas sometidas a fresado químico se introducen en un baño de una solución química reactiva recubiertas de una máscara, salvo la zona donde se pretende reducir el espesor, que se deja al descubierto [Wang, 2022]. El metal de la zona descubierta se disuelve en la solución química [AAA Air support, 2022], y por medio del control del tiempo de inmersión se regula cuánto material se desea eliminar y por tanto qué espesor final tendrá la piel.



*Figura II-3. Piel aeronáutica siendo sometida a fresado químico. Fuente: [Tomlinson, 2014].*

Este proceso tiene algunas ventajas, como el uso de un utillaje relativamente sencillo y ausencia de distorsiones en la pieza final [AAA Air support, 2022].

Sin embargo, el fresado químico presenta también múltiples problemas e inconvenientes:

- Se trata de un proceso largo, que a menudo requiere de varias etapas ya que como máximo en una etapa el espesor se puede reducir en 4 mm [Rubio-Mateos, 2020b].
- Exige realizar mucho trabajo manual en condiciones peligrosas y manejando unos compuestos altamente tóxicos [Bao, 2018a].
- Produce una gran contaminación del agua [Slamani, 2021].
- Genera residuos de metal no reutilizables [Bao, 2016].
- Presenta un alto consumo energético debido a las altas temperaturas a las que hay que mantener la solución química [Bao, 2018b].

Debido a esto, el fresado químico está siendo relegado en beneficio de tecnologías más productivas y seguras.

#### **4.3 Fresado mecánico de piezas aeronáuticas estructurales y de cobertura**

Como alternativa al remachado y al fresado químico, se opta cada vez más por el fresado mecánico para fabricar piezas delgadas en el sector aeronáutico. En el fresado mecánico, el material es arrancado de la pieza por medio de una herramienta de corte rotativa. Para esto, se parte bien de un bloque monolítico de aluminio en el caso de componentes estructurales, al que se le llega a eliminar hasta el 95% del material para llegar a la pieza final [Herranz, 2005]; bien de chapas o placas, en el caso de componentes de cobertura, a las que se realizan fresados para reducir su espesor y peso [Del Sol, 2019c].



*Figura II-4. Panel aeronáutico fabricado por mecanizado mecánico a partir de un solo bloque inicial. Fuente: [Balon, 2020].*

## 5 Retos del fresado mecánico de piezas de bajo espesor

Las piezas de bajo espesor suponen un reto, pues su rigidez es baja y al fresarlas se flexionan, vibran y deforman, entre otros, lo que ocasiona imprecisiones y errores en la pieza final que pueden llevar a tener que rechazarla. Estos fenómenos adversos también agravan el desgaste de las herramientas de corte, disminuyen la vida útil del husillo, distorsionan la forma de la pieza final, perjudican su calidad superficial [Fei, 2020], y en general son causa de baja productividad y baja eficiencia material, energética y temporal.

Si estos fenómenos ya pueden causar imprecisiones en cualquier pieza obtenida por medio del fresado, en el caso de piezas delgadas los errores pueden ser aún mayores. Esto es en especial perjudicial en piezas de elevadas dimensiones, en cuyo mecanizado se han invertido grandes cantidades de tiempo y material, y en las que por tanto un error que conlleve el rechazo de la pieza resulta particularmente gravoso.

Por estas razones, resulta especialmente necesario conocer los fenómenos que causan imprecisiones en la pieza final, así como las variables y parámetros que los provocan.

### 5.1 Vibraciones originadas durante el proceso de mecanizado

Existen dos tipos de vibraciones que suelen ser las más comunes a la hora de afectar a la precisión y calidad de la pieza. En concreto son las vibraciones forzadas y las autoexcitadas (también conocidas como *chatter*).

La amplitud de la vibración forzada de la herramienta en fresado se debe al golpeo de los filos de corte contra la pieza [Huang, 2010]. También, en su caso, a desequilibrios en componentes de la máquina. Este problema se acentúa en paredes delgadas y en herramientas en voladizo.

En cuanto al *chatter*, se trata de uno de los problemas más estudiados del mecanizado. Se trata de una vibración autoexcitada, lo que significa que la fuerza que crea la excitación no es externa sino producida por el propio movimiento, y cesa cuando éste se detiene.

Así, el *chatter* es una vibración autoexcitada que aparece al mecanizar superficies que previamente ya han sido mecanizadas, debido a la excitación dinámica generada a consecuencia de la variación del espesor de viruta [Herranz, 2005]. Durante el fresado, la superficie mecanizada presenta una ondulación debido a los desplazamientos tanto de la pieza como de la herramienta. Se trata de una ondulación que puede minimizarse pero que no se puede eliminar totalmente debido a la limitación de rigidez del sistema máquina-

herramienta-pieza. Al volver a fresar esa superficie, el espesor de viruta será variable, tanto por la superficie ondulada como por los desplazamientos del filo de corte, así como por el desfase entre ambos fenómenos. El impacto diente-ondulación excita los modos de distintas partes (pieza, herramienta, máquina) y se puede convertir en un problema creciente si no hay amortiguación suficiente. Varios parámetros de corte influyen en su control, siendo la frecuencia de impacto de los filos y la profundidad de pasada axial los más relevantes. En general, se suelen elaborar los lóbulos de estabilidad del sistema para ajustar los parámetros de corte, en especial los ya mencionados de velocidad angular del husillo y profundidad axial.

Para concluir este breve resumen del fenómeno del chatter, es importante recalcar que su aparición es más frecuente en piezas delgadas debido a su menor rigidez, en especial si carecen de apoyo o de amortiguación de vibraciones.

## 5.2 Tensiones residuales

Las tensiones residuales son aquéllas que permanecen en una pieza una vez su causa desaparece [Wang, 2018]. Así, una pieza o bloque con tensiones residuales mantiene el equilibrio con su entorno, pero acciones tales como el mecanizado o la liberación de la pieza de sus amarres pueden romper este equilibrio y causar que las tensiones se liberen y redistribuyan hacia un nuevo estado de equilibrio, produciéndose una distorsión geométrica o dimensional, que se define como la diferencia entre la forma deseada de la pieza y la realmente obtenida [Li, 2017], [D'Alvise, 2015]. La calidad superficial y el límite de fatiga también se ven afectados por la presencia de tensiones residuales en la pieza [Suárez, 2018], [Wu, 2018].

En el caso de las tensiones residuales, se han llevado a cabo diversas investigaciones a propósito de su influencia en la fabricación de las piezas aeronáuticas de aleaciones de aluminio (AAAPs). Estas tensiones residuales afectan negativamente a la precisión de la pieza al liberarla de sus amarres o del utillaje, ya que evolucionan a un nuevo estado de equilibrio y a causa de ello se crean las distorsiones en la pieza final. Se diferencian dos clases de tensiones residuales.

Por una parte, las internas o inherentes, causadas por los procesos de fabricación previos al mecanizado, ya que éstos suelen consistir en una compleja conjunción de transferencia de calor, deformaciones mecánicas y cambios metalúrgicos [Sim, 2010]. Entre estos procesos destacan la forja, extrusión y laminación; así como eventuales tratamientos térmicos, como templeado



[Masoudi, 2015], en los que se enfría antes la parte más externa de la pieza y se generan tensiones de origen termomecánico. Las tensiones residuales inherentes están también presentes en piezas fabricadas aditivamente, debido a los mismos fenómenos de calentamiento y enfriamiento que se producen en ellas.

Por otra parte, las tensiones residuales inducidas por el mecanizado, las cuales son superficiales [Huang, 2015]. Se producen por efecto del mecanizado, a consecuencia de la combinación de deformación plástica, de la temperatura y/o de las transformaciones de fase

Además, la pieza se ve afectada por otras tensiones, como las producidas a consecuencia de las fuerzas de amarre, que también pueden llevar a distorsiones en pieza una vez finalizado el mecanizado y liberada la pieza de sus amarres [Werke, 2018], [Yang, 2014].

En cuanto a la afección de las tensiones residuales a la distorsión final de la pieza, además del estado tensional, afectan también determinados factores como la secuencia de mecanizado y la distribución de los apoyos y amarres [Li, 2017].

### **5.3 Otros fenómenos**

Otros fenómenos adversos pueden afectar negativamente al mecanizado de piezas delgadas, como son las deformaciones estáticas y los fenómenos térmicos.

En el caso de la deformación estática, puede ser tanto de herramienta como de la pieza, y genera como resultado una geometría final diferente a la diseñada, habitualmente resultando en un exceso de material en alguna zona. En piezas de bajo espesor la deformación estática se acentúa debido a que su baja rigidez, unido a las fuerzas de corte durante el proceso de mecanizado, resulta en una deformación más elevada [Ratchev, 2004]. La solución pasa por cuidar la estrategia de corte para reducir al máximo las fuerzas de corte, rigidizar la pieza mediante medios externos como utillajes, o bien calcular la flexión esperada y compensarla.

En cuanto a los fenómenos térmicos, si bien la mayor parte del calor generado durante el proceso de corte se evacúa a través de la herramienta o de la viruta, parte de él se transmite a la pieza [López de Lacalle, 2004].

## **6 Técnicas para afrontar los retos del fresado mecánico de piezas de bajo espesor**

Se han propuesto un gran número de técnicas para prevenir y en su caso mitigar los fenómenos adversos que aparecen en el mecanizado de piezas delgadas.

En lo relativo a las vibraciones, dos soluciones principales han sido propuestas para afrontarlas, cuales son el diseño de sistemas de utillajes que incrementen la rigidez de la pieza y disipen la energía vibratoria; y la predicción y selección de condiciones de mecanizado estables [Zhang, 2018].

En lo relativo a las distorsiones de la pieza final a consecuencia de la liberación de las tensiones residuales, una cuidada secuencia de las operaciones de mecanizado puede ser una eficaz manera de minimizarlas.

Estas técnicas tienen en común que su eficacia es mayor cuanto mayor sea la cantidad de datos disponibles. Para esto, la alta sensorización de la pieza aparece como una técnica de importancia creciente, dentro del paradigma de Industria 4.0. Así, del análisis sistemático de los datos provenientes de los sensores se pueden extraer patrones de comportamiento y modelos predictivos que posibilitan reducir las vibraciones, mejorar la calidad superficial y minimizar las distorsiones [Zheng, 2018].

### **6.1 Utillajes aptos para pieles aeronáuticas**

Existe una gran variedad de sistemas de utillaje para pieles aeronáuticas [Gameros, 2017]. Algunos de ellos incluyen un dispositivo de amarre magnético para sujetar la piel [Mahmud, 2015], y otros se basan en láminas de elastómeros que sujetan la pieza y amortiguan el proceso de mecanizado, empleando para ello sistemas de neopreno [Kolluru, 2014] o una mesa de vacío de nitrilo butadieno adaptable a distintos tipos de pieza [Rubio-Mateos, 2020a].

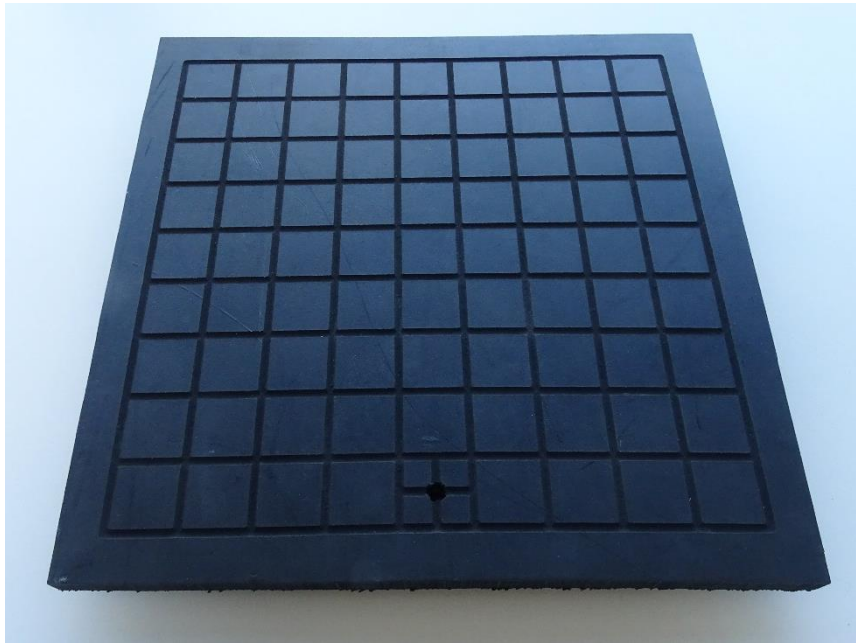


Figura II-5. Mesa de vacío de nitrilo butadieno que permite sujetar distintas geometrías de piel aeronáutica. Fuente: [Rubio-Mateos, 2020a].

Sin embargo, la solución industrial más usual son los utillajes de amarre por vacío, en especial para las pieles aeronáuticas de mayor tamaño. Éstos pueden ser ad hoc para una geometría de pieza dada, o flexibles y ajustables para distintas geometrías [Bumgarner, 2011]. Por una parte, si son ad hoc, son capaces de evitar las vibraciones ya que soportan completamente y con un alto nivel de adecuación la pieza que amarran, por lo que sirven para alcanzar piezas de mejor precisión final, pero a su vez se trata de soluciones a medida y son menos versátiles, por lo que suelen requerir altas inversiones [Do, 2018]. Así, en muchas ocasiones esta solución no es factible ni rentable, sobre todo cuando se mecanizan piezas en lotes reducidos, como es usual en los sectores aeronáutico y aeroespacial [Zhou, 2011]. Por otra parte, en el caso de los utillajes flexibles, éstos pueden adaptarse y reconfigurarse para distintas geometrías de piel [Hu, 2011]. Suelen consistir en una serie de actuadores de altura ajustable con copas de vacío en sus extremos que sujetan la piel aeronáutica, como los denominados *Universal Holding Fixture (UHF)*. Yan Bao denomina a los UHF '*multi-point discrete flexible supporting technology*', esto es, tecnología de soporte flexible y discreto multipunto [Bao, 2022]. Por su parte, Antonio Rubio-Mateos ha propuesto una terminología novedosa, en la que los utillajes ad hoc son monomorfos, mientras que los UHF son polimorfos de tipo ortomorfo [Rubio-Mateos, 2018].

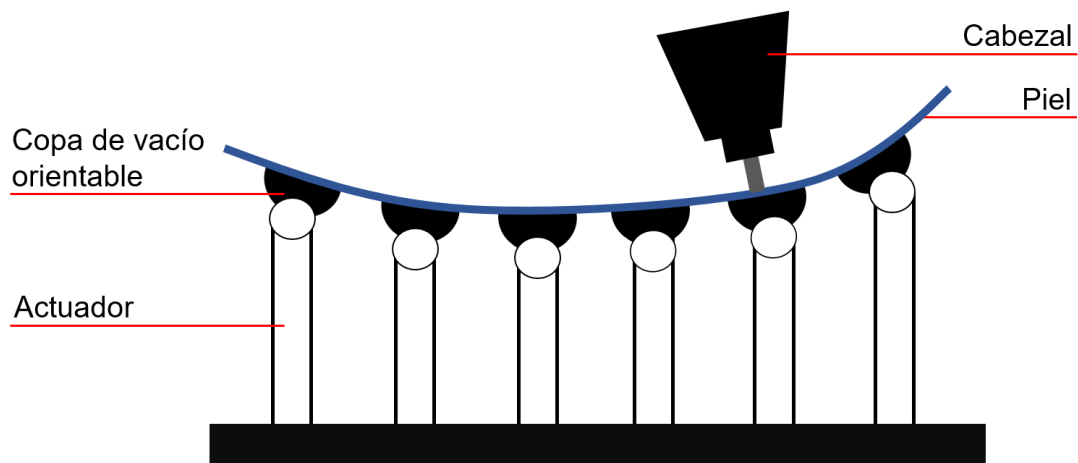


Figura II-6. Vista de alzado de un UHF sujetando por vacío una piel aeronáutica.

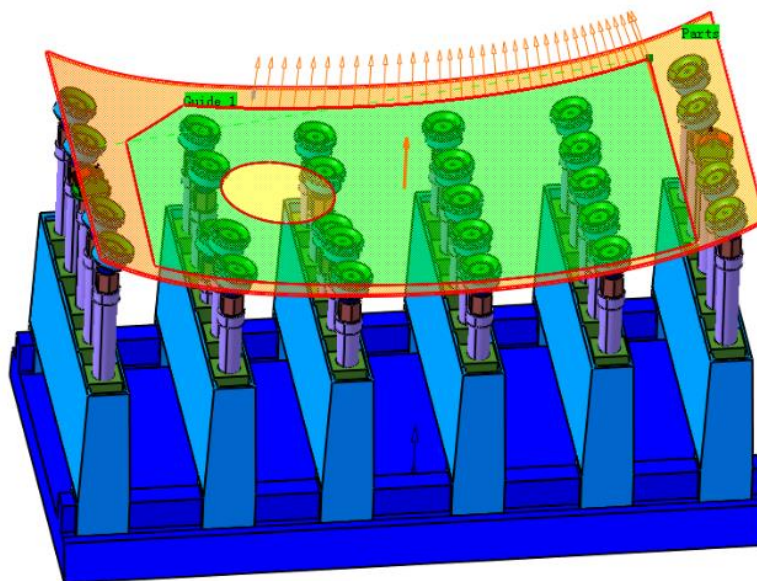


Figura II-7. Vista tridimensional de un UHF sujetando una piel aeronáutica. Fuente: [Hu, 2011].

Existen varios dispositivos comerciales de tipo UHF disponibles. Algunos de ellos consisten en una solución modular, como la desarrollada por MTorres [Mtorres, 2022], que incluye también un sistema para la medición del espesor; y otros dispositivos son una cama o red de actuadores. Empresas como Modig [Modig, 2014], Kostyrka [Kostyrka, 2019] y CMS [CMS, 2017] han desarrollado esta clase de dispositivos, diseñándolos también para corte, taladrado y recantado. Otros aparatos similares han sido desarrollados por Onexia, aunque enfocados a materiales compuestos, y a actividades como taladrado y corte por chorro de agua [Onexia, 2012]. Por último, Burdinberri ha creado herramientas de vacío para la sujeción de las pieles durante el recantado manual [Burdinberri, 2020].



Figura II-8. UHF de la marca CMS instalado en centro de mecanizado. Fuente: [CMS, 2017].

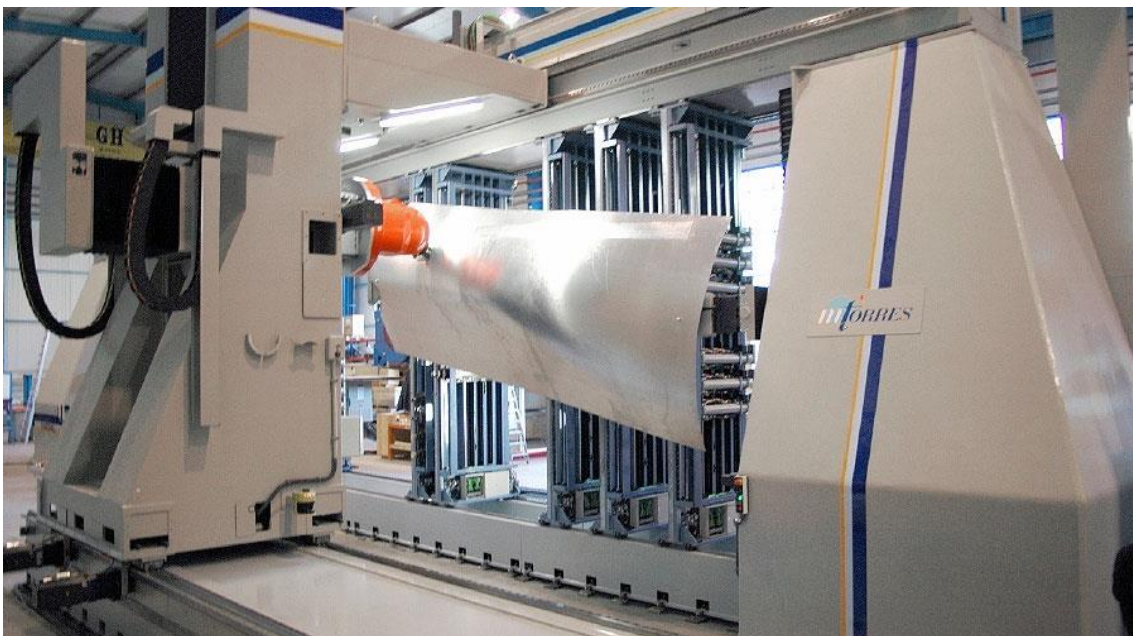


Figura II-9. Módulos de MTorres sujetando una piel aeronáutica por vacío durante el mecanizado. Fuente: [Mtorres, 2022].

Una importante desventaja para el empleo de UHF para fresado consiste en la extremada delgadez de las pieles, y su consiguiente baja rigidez [Rubio-Mateos, 2018]. Así, debido a la distancia entre los actuadores, algunas zonas de la pieza pueden quedar sin soporte. La vibración de chatter de pieza puede aparecer fácilmente en esta situación de tan baja rigidez, así como deformaciones [Bao, 2022], lo cual obliga a incrementar el número de actuadores a fin de reducir la superficie de la piel no apoyada [Junbai, 2011]; o directamente restringe el empleo de UHF al recanteo, taladrado y corte, esquinando el fresado o

limitándolo a fresados muy simples [Rubio-Mateos, 2016], [Hu, 2014], ya que los sectores aeronáutico y aeroespacial exigen un fresado de alta precisión.

En consecuencia, el potencial de los utillajes flexibles no ha sido aún plenamente aprovechado. Debido a esto, urge determinar los parámetros y condiciones de corte óptimos para poder emplear los UHF o utillajes similares en que la pieza se encuentra suspendida, para un fresado preciso, estable y seguro, evitando o minimizando los problemas antes mencionados. Un análisis profundo y detallado que consista en hallar y seleccionar no solo las mejores condiciones de mecanizado, sino también las áreas de la pieza en que cabe realizar un fresado estable y preciso puede ser la solución [Fei, 2020], estudiando para ello la geometría de pieza y la distribución de apoyos y sujeciones. De hecho, determinar cómo influye la distancia de la herramienta a los puntos de sujeción en la calidad del fresado y de la superficie final ya ha sido señalada como una importante necesidad tecnológica [Del Sol, 2019a].

## 6.2 Selección de condiciones de corte: lóbulos de estabilidad

Las condiciones de corte que se empleen en el fresado de piezas finas tienen una influencia decisiva en las fuerzas, tensiones residuales, rugosidad y estabilidad de proceso que se obtengan [Del Sol, 2019c], así como en la productividad y tiempo del mismo. Por lo tanto, la selección óptima de estas condiciones es una cuestión de crucial importancia. En esta línea, el canónico artículo de Yusuf Altıntaş y Erhan Budak [Altintas, 1995] propone el análisis matemático del proceso de corte, calculando analíticamente el denominado diagrama de lóbulos de estabilidad (*stability lobes diagram [SLD]*), que permite la selección del par de valores de velocidad de giro del husillo y profundidad axial de corte que conducen al mecanizado más estable y productivo, evitando vibraciones de tipo chatter. Los SLD muestran la máxima profundidad axial de corte admisible que garantiza, para cada valor de velocidad de giro del husillo, que no se producirá chatter.

Sin embargo, el caso de las piezas finas, como son las pieles aeronáuticas, presenta algunas dificultades con respecto a piezas más gruesas.

- a) La rigidez de las piezas finas es menor que la rigidez de la herramienta de corte, por lo que el chatter se produce a consecuencia de las características dinámicas y modos críticos de la pieza, no de la máquina [Wu, 2021].
- b) El material (considerándolo tanto en peso como en volumen) que se elimina de la pieza delgada a consecuencia del mecanizado es relativamente alto comparado con el volumen global de la pieza, lo que

lleva a que tanto la masa como la rigidez decrezcan notablemente y por tanto los parámetros dinámicos de la pieza varíen continuamente durante el fresado [Yue, 2019].

Para encarar la dificultad b), además de la profundidad de corte y la velocidad de giro, F. J. Campa et al. extendió a tres dimensiones el modelo de lóbulos de estabilidad [Campa, 2011b]. Así, se toma en consideración el estado geométrico de la pieza durante el fresado, calculando de esta manera lóbulos de estabilidad tridimensionales (*3D-SLD*) o, lo que es lo mismo, calculando varios SLD en momentos sucesivos del mecanizado, visualizando así cómo la evolución de la pieza afecta a su comportamiento vibratorio y a las condiciones de corte que lo provocan. Este enfoque fue seguido por Bravo et al. aplicado a una pared delgada mecanizada en sucesivas etapas [Bravo, 2005].

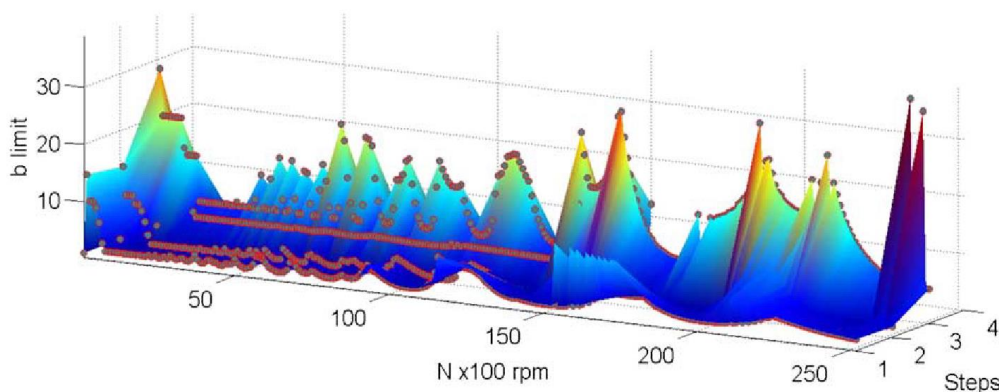


Figura II-10. Ejemplo de lóbulos de estabilidad tridimensionales, calculados en cuatro etapas del mecanizado. Fuente: [Bravo, 2005].

Los lóbulos de estabilidad son calculados a partir de las Funciones de Respuesta en Frecuencia (FRF). Éstas cuantifican la respuesta del sistema pieza-herramienta-husillo-máquina a una excitación externa. Como se ha mencionado en la dificultad b), el arranque de material lleva a un cambio continuo en ellas. Este cambio se puede calcular de dos maneras: mediante análisis de elementos finitos y mediante análisis modal experimental. La primera opción, el análisis de Elementos Finitos (EF), simula numéricamente las FRF de las piezas en sucesivas etapas del mecanizado. Esta opción ha sido empleada y validada por Dang et al. [Dang, 2019], que la ha optimizado para el cálculo de las características dinámicas de una pared delgada mediante un método que reduce sus grados de libertad. Además, juzga impráctica la otra opción, que es el análisis modal experimental (*Experimental Modal Analysis [EMA]*). Esto se debe a que considera que requiere de muchos tests de impacto, aunque a la vez reconoce que el análisis por EF también requiere de recursos computacionales y consume mucho tiempo de simulación. Además, el EMA ha sido seguido de

manera exitosa por varios autores. Entre otros, Qu et al. [Qu, 2016] ha obtenido el SLD de un pared delgada por este método, midiendo las FRF de las piezas mediante sucesivos tests de impacto durante el fresado, aplicados con un martillo dinamométrico y midiendo la respuesta del sistema con un acelerómetro [Song, 2015]. Además, como se ha apuntado, dado que el análisis por EF requiere también de recursos computacionales y tiempo de simulación, el EMA es una opción adecuada, en especial para mecanizados no excesivamente complejos.

Por último, para encarar la dificultad a), las FRF de la pieza fina deben combinarse con las FRF del sistema herramienta-husillo-máquina.

Una vez obtenidas las FRF, los SLD se obtienen aplicando el modelo analítico tridimensional monofrecuencia [Altintas, 2001], [Campa, 2007a], y calculando las fuerzas de corte según el modelo mecánico [Lee, 1996], [Gradišek, 2004]. El modelo monofrecuencia asume que el chatter se produce a una frecuencia única, lo cual es una simplificación de la realidad, aunque aceptable si el corte no es muy interrumpido [Campa, 2010]. En la práctica aparecen también componentes armónicos modulados por la frecuencia de golpeo, según el binomio de la ecuación (1).

$$f_{chatter} + n \cdot f_{golpeo} \quad (n \in N) \quad (1)$$

El modelo de fuerzas mecánico relaciona las componentes de la fuerza de corte (tangencial  $[F_t]$ , radial  $[F_r]$  y axial  $[F_a]$ ) que actúan en cada elemento diferencial  $i$  del filo de la fresa durante el fresado con el avance por filo ( $f_z$ ), longitud diferencial de filo ( $dL$ ), posición angular ( $\Phi$ ) y profundidad diferencial axial de corte ( $da_p$ ) del elemento  $i$ , según se muestra en la ecuación (2).

$$\begin{bmatrix} dF_t \\ dF_r \\ dF_a \end{bmatrix}_i = \begin{bmatrix} K_{te} \\ K_{re} \\ K_{ae} \end{bmatrix} \cdot dL + \begin{bmatrix} K_{tc} \\ K_{rc} \\ K_{ac} \end{bmatrix} \cdot f_z \cdot \sin \Phi \cdot da_p \quad (2)$$

Esta relación asume que el proceso de corte consta de dos componentes: fricción y cizalladura, el primero proporcional al ancho de viruta generada, y el segundo proporcional a la sección de viruta [Urbikain, 2017]. Las constantes de proporcionalidad son los coeficientes de corte de fricción ( $K_{te}, K_{re}, K_{ae}$ ) y de cizalladura ( $K_{tc}, K_{rc}, K_{ac}$ ), que se han de obtener experimentalmente aplicando el modelo de forma inversa.

La posición angular ( $\Phi$ ) se define como la posición angular del filo de corte  $j$  medido desde el eje perpendicular a la dirección de avance.



Por último, una vez obtenidos experimentalmente tanto los coeficientes de corte como la matriz con las FRF del sistema, se ha de resolver el problema de autovalores indicado en la ecuación (3) y que resuelve el modelo de lazo cerrado regenerativo que representa el proceso de fresado [Campa, 2005].

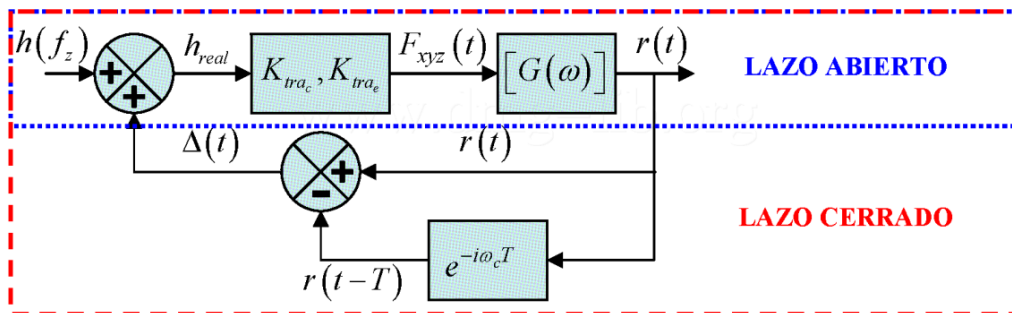


Figura II-11. El proceso de fresado representado como lazo cerrado. Fuente: [Campa, 2010].

$$\left| [I] - \frac{1}{2} \cdot a_p \cdot K_t \cdot (1 - e^{-i\omega_c T}) \cdot [A_0] \cdot [G(i\omega_c)] \right| = 0 \quad (3)$$

$K_t$  son los coeficientes de corte tangenciales,  $[A_0]$  es la matriz de coeficientes direccionales y  $[G(i\omega_c)]$  es la matriz con las FRF combinadas del sistema herramienta-pieza. Se trata de un problema de autovalores, en el que éstos marcan los límites de estabilidad del fresado según la profundidad de corte de la herramienta y la velocidad de giro del husillo [Campa, 2011b].

La selección de condiciones de corte óptimas mediante lóbulos de estabilidad se ha empleado en especial en el fresado de paredes delgadas, mientras que el fresado de suelos delgados ha recibido una atención considerablemente menor [Kolluru, 2014], [Del Sol, 2019c], por lo que éste es un ámbito de mejora notable, máxime teniendo en cuenta el extenso uso de suelos delgados en la industria aeronáutica, que puede beneficiarse del empleo de los lóbulos de estabilidad.

### 6.3 Simulación numérica para minimizar distorsiones

La minimización de las distorsiones que se producen durante el mecanizado a consecuencia de la redistribución de las tensiones residuales es un importante objetivo de todo proceso de fabricación, ya que las distorsiones causan ulteriores problemas durante el ensamblaje, obligan a realizar costosas correcciones de la pieza y reprocesamientos (como *shot peening*), e incluso pueden llevar al rechazo de la pieza. Todo esto implica grandes costes en términos de materia, tiempo y energía [Masoudi, 2015], [Sim, 2010]. Para minimizar la distorsión final puede actuarse en dos frentes:

- a) Minimizando las tensiones residuales inherentes en la pieza, esto es, actuando *antes* del mecanizado.

- b) Modificando los parámetros de proceso, y entre ellos, la posición, número y secuencia seguida para las operaciones de mecanizado, esto es, actuando *durante* el mecanizado.

### 6.3.1 Simulación numérica para obtener el estado tensional inicial

Las tensiones residuales inherentes a la pieza son producto de los procesos a los que se haya sometido ésta previamente al mecanizado. Existe una gran variedad de métodos de obtención del estado tensional inicial. Algunos de ellos comportan la destrucción de la pieza, ya que consisten en realizar perforaciones, cortes, o arranque progresivo de capas de la pieza, y en medir la consiguiente liberación de tensiones. Por su parte, los métodos no destructivos consisten en la difracción de rayos X, de neutrones, o en medios ultrasónicos [Li, 2017], [Schajer, 2013].

Cabe destacar las técnicas basadas en la simulación numérica de los procesos de fabricación previos al mecanizado, como un método que permite estimar las tensiones residuales iniciales. Éstas han adquirido un desarrollo notable, en especial porque el mecanizado se ha convertido en la operación de acabado de piezas provenientes de otros procesos de fabricación, como forja o extrusión, y más recientemente también las fabricadas por fabricación aditiva. Así, se espera que éstas cumplan el paradigma *Near Net Shape* (NNS), esto es, que sean lo más cercanas posible a la pieza final para que las posteriores operaciones de mecanizado sean las mínimas indispensables y no se produzcan distorsiones indeseables. Así, predecir, y en la medida de lo posible, minimizar las tensiones residuales presentes en las piezas fabricadas por fabricación aditiva es actualmente un objetivo industrial importante.

Uno de los principales procesos de fabricación aditiva es el WAAM (*Wire Arc Additive Manufacturing*), en el que un hilo metálico fundido por la acción de un arco eléctrico genera capas de material que conforman la geometría de la pieza [Artaza, 2020]. Dado que se trata de un proceso que implica la fusión y posterior resolidificación del material, las tensiones residuales son inherentes a este proceso, por lo que pueden ser predichas y minimizadas, pero en ningún caso suprimidas [Wu, 2018]. Basándose en modelos previos del proceso de soldadura, varios modelos numéricos, consistentes en EF, han sido desarrolladas para las piezas fabricadas por WAAM [Srivastava, 2020], [Rodrigues, 2019], que permiten calcular el estado tensional y geométrico de las piezas, y han sido aplicados en particular a paredes delgadas [Ding, 2011], [Oyama, 2019], [Zhao, 2012].

### 6.3.2 Simulación numérica para optimizar la secuencia de mecanizado

En lo relativo a la secuencia de las operaciones de mecanizado sobre una pieza, no está aún claro cómo distintas secuencias que lleven a la misma pieza final producen distintos perfiles de distorsión y por tanto distintas geometrías finales, con la posibilidad de que alguna de ellas esté fuera de tolerancias. Este tema está atrayendo una atención notable. Cerutti y Mocellin [Cerutti, 2016] y Cerutti et al. [Cerutti, 2017] han estudiado la secuencia de mecanizado óptima basándose en la posición de amarre para un mismo recorrido de corte, pero aún resta por determinar la secuencia óptima para diferentes tipos de recorridos de corte.

En este contexto, la modelización y simulación de la distorsión de pieza es una herramienta eficaz para optimizar la secuencia de corte, pero costosa en términos del tiempo que exige. Esto es así debido a tres razones principales:

- a) La amplia variedad de factores que afectan a la generación de tensiones residuales, la multiplicidad de tipos de tensiones residuales existentes y su redistribución durante el mecanizado.
- b) El mallado y remallado necesarios para simular el mecanizado real, las geometrías intermedias de la pieza y las trayectorias de mecanizado, las cuales se definen según la geometría inicial sin considerar las distorsiones que van teniendo lugar en la pieza en proceso debido a la gradual liberación de las tensiones residuales [Cerutti, 2015].
- c) La necesidad de conocer el estado tensional inicial de la pieza como dato de entrada para la simulación, el cual es caro y difícil de obtener, ya que la mayoría de métodos existentes destruyen la pieza, y los no-destructivos suelen requerir de equipamiento costoso y poco asequible [Li, 2017] o, al menos, de las simulaciones numéricas mencionadas en el apartado anterior.

Muchas compañías industriales carecen de los recursos para llevar a cabo simulaciones numéricas largas y costosas, o solo pretenden fabricar una única pieza, o un lote reducido, como es habitual en el sector aeronáutico, por lo que métodos destructivos no son viables, tampoco la adquisición de grandes equipos de medida ni de simulación.

Estos problemas se pueden afrontar adoptando un enfoque cualitativo en los resultados. No se trataría tanto de cuantificar la distorsión final que produce cada secuencia de mecanizado, sino de obtener estimación cualitativa de esta distorsión, para poder elegir la secuencia óptima. Para esto, es preciso simplificar y adaptar tanto la modelización como la medición de las tensiones residuales, a fin de hacerlas industrialmente viables.

La modelización de la distorsión puede simplificarse empleando la teoría *level-set* [Osher, 1988], que desacopla el mallado de la pieza del recorrido de corte [Arrazola, 2013] y permite así la simulación de etapas intermedias del mecanizado reduciendo sustancialmente la necesidad de remallar. Esta teoría ha sido validada por Pierard et al. [Pierard, 2008] y está incluida en el software de simulación MORFEO, que emplea el método de elementos finitos extendido (*XFEM*), y la interfaz Virfac® Machining. Este software y esta metodología fueron también seguidos por D'Alvise et al. [D'Alvise, 2015] para un caso industrial aeronáutico, lo que le permitió ahorrar tiempo computacional.

El *level-set* es una función de distancia signada definida en los nodos de la malla empleada en *XFEM*. Esta función permite establecer la superficie frontera entre el material a arrancar en el mecanizado y el material que debe permanecer. La superficie *level-set* representa el límite que la herramienta de corte alcanzará, y el signo del *level-set* determina, para un nodo dado, si tras el mecanizado permanecerá fuera o dentro de la pieza, esto es, si será mecanizado o no. La expresión matemática de la función *level-set* viene dada por la ecuación (4).

$$S = \{(x, y, z) | \varphi(x, y, z) = 0\} \quad (4)$$

Donde  $\varphi$  representa la función *level-set*, que toma valor 0 en la superficie frontera  $S$ , la cual separa el material a ser eliminado del material a ser mantenido en la simulación del mecanizado.

Aplicando la teoría *level-set* no hay necesidad de remallar toda la pieza después de simular cada recorrido de corte, sino únicamente la nueva superficie creada por la intersección de la superficie *level-set* en el modelo de la pieza [Belytschko, 2001].

#### 6.4 Otras técnicas

Tecnologías alternativas a las ya descritas han sido desarrolladas para rigidizar las piezas delgadas y evitar que aparezcan en ellas vibraciones o distorsiones por el mecanizado de piezas aeronáuticas. Entre ellas, destaca el fresado espejo (*mirror milling*).

El fresado espejo está compuesto de dos cabezas de 5 ejes moviéndose sincronizadamente a lo largo de la piel aeronáutica, una opuesta a la otra. La primera fresa la pieza mientras la segunda la soporta rigidizándola y asegurando se obtenga un espesor correcto [Bao, 2016]. No obstante, el fresado espejo requiere de grandes inversiones, por lo que no es aplicable a todas las industrias.

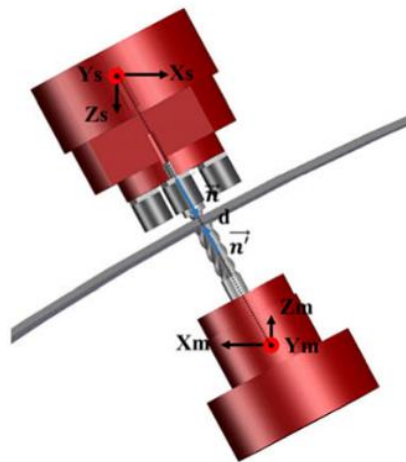


Figura II-12. Ejemplo de fresado espejo en una piel aeronáutica. Fuente: [Wang, 2018].

## 7 Conclusiones del estado del arte

El presente estado del arte ha repasado las piezas de bajo espesor de aleación de aluminio que se emplean en el sector aeronáutico y su proceso de fabricación. Así, se ha constatado el creciente uso del mecanizado mecánico, que está desplazando a otras técnicas más problemáticas como el ensamblaje y remachado, así como el fresado químico. No obstante, el mecanizado mecánico de piezas delgadas de aleación de aluminio para el sector aeronáutico aún presenta carencias y retos que deben afrontarse para lograr un proceso de fabricación más eficiente, preciso y estable. El empleo de utillajes de diverso tipo, la selección de condiciones de corte mediante el cálculo de los lóbulos de estabilidad, y las simulaciones numéricas de la deformación de las piezas han supuesto notables avances para esta tecnología, pero aún persisten algunos retos. Los retos principales son los siguientes:

- Siendo muchos los trabajos que estudian el fenómeno del chatter en el mecanizado de componentes, no son tantos los dedicados a piezas de bajo espesor, y todavía menos los centrados en la vibración de suelos delgados, que tradicionalmente han recibido menor atención frente a las paredes delgadas, a pesar de su elevada relevancia para el fuselaje y las pieles aeronáuticas. Por lo tanto, los capítulos III y IV de la presente Tesis se centran en el fresado de suelos delgados, estudiando la vibración, rugosidad, error de espesor y fuerzas de corte.
- Los utillajes flexibles de tipo UHF no están siendo plenamente aprovechados para fresar suelos delgados, debido a que muchas zonas de la pieza quedan sin apoyo, en una situación de muy baja rigidez que

se suma a la ya de por sí baja rigidez del suelo delgado. Para superar esta dificultad, es necesario considerar dos aspectos para lograr un fresado adecuado, cuales son tanto la selección de condiciones de corte óptimas, como el estudio de la geometría de pieza y de la distancia entre los apoyos y la herramienta. Por lo tanto, el capítulo III se centra en el primer aspecto, y el capítulo IV en el segundo.

- La presencia de tensiones residuales en una pieza provoca su redistribución durante el mecanizado y la posibilidad de que la pieza se distorsione. La secuencia óptima de las operaciones de mecanizado puede influir en la magnitud de esta distorsión, pero la medición de las tensiones residuales de manera no destructiva, y la exigencia de remallar la pieza tras cada operación dificulta la simulación numérica de la secuencia óptima de mecanizado. El capítulo V propone una solución desde un enfoque cualitativo y empleando la teoría *level-set*.



## **CAPÍTULO III**





# CAPÍTULO III: ESTUDIO EXPERIMENTAL DE LAS CONDICIONES DE MECANIZADO ESTABLES

## 1 Introducción

En el presente capítulo se presenta el estudio experimental que analiza la viabilidad del fresado de pieles aeronáuticas sobre utillajes flexibles, en términos de minimización de vibración y rugosidad, y evaluando cómo influye en las mismas la tasa de arranque de material.

Así, con el objetivo de emular este caso industrial real, se han realizado una serie de ensayos de fresado de cajeras en placas delgadas de aluminio colocadas en suspensión, sujetas solo en sus esquinas, esto es, sin apoyo en la dirección axial de la fresa, como sucede en los UHF. Se busca así evaluar la estabilidad conseguida con estos utillajes, que descartaría la necesidad de utillajes ad hoc para cada tipo de pieza.

Para ello, se ha estudiado el cambio de los parámetros modales debido a la eliminación de material y su influencia en la aparición de chatter, mediante diagramas de lóbulos de estabilidad y análisis por transformada de Fourier. Además, se ha estudiado la relación entre la rugosidad superficial y la frecuencia de chatter, la frecuencia de paso de los filos de la herramienta y la frecuencia del husillo. También se ha observado el fenómeno del *ploughing* durante el fresado, y se han analizado los factores que conducen a la aparición de este efecto indeseable, con el fin de evitarlo. Se ha comprobado que el fresado de acabados de suelas delgadas sin apoyo en la dirección axial de la fresa puede cumplir con las tolerancias y requisitos aeronáuticos siempre que se seleccionen las condiciones de corte y las zonas de mecanizado adecuadas.

El trabajo que se describe en este capítulo ha sido publicado en [Casuso, 2022b].

## 2 Materiales ensayados

### 2.1 Descripción de las placas

Se han ensayado cuatro placas delgadas de una aleación de aluminio 2024-T3. Cada una de ellas es una muestra metálica cuadrada de 85 x 85 mm<sup>2</sup> y 2,03 mm de espesor, muy similar a las muestras analizadas por Del Sol et al. [Del Sol, 2019b] y Rubio-Mateos et al. [Rubio-Mateos, 2021]. Se han practicado 4 taladros de 7 mm de diámetro en sus esquinas para facilitar el amarre de las chapas.

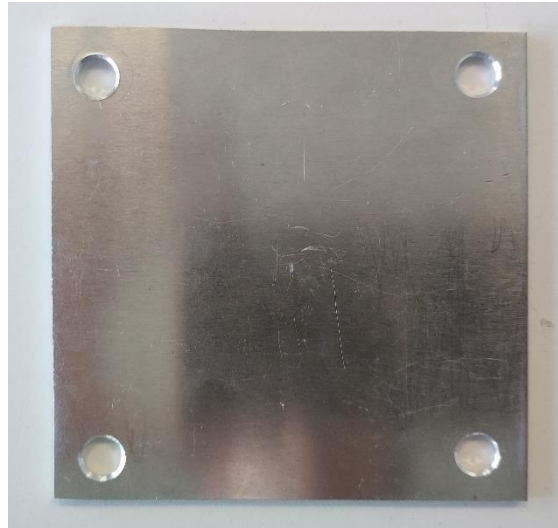


Figura III-1. Ejemplo de placa ensayada.

## 2.2 Material de las placas: 2024-T3

El material de las placas es la aleación de aluminio 2024-T3. Esta aleación está compuesta por aluminio (90.7%-94,7%), cobre (3,8%-4,9%), magnesio (1,2%-1,8%), manganeso (0,3%-0,9%) y otros elementos en proporciones inferiores a 0,5%, como cromo, hierro, silicio, titanio y zinc. Su dureza Brinell es 120 HBN, y su densidad es 2,78 g/cm<sup>3</sup> [ASM, 2022a]. Por su parte, T3 es la denominación de un tratamiento térmico en tres etapas con el que se busca endurecer y mejorar las propiedades mecánicas de la aleación [García Rueda, 2022]. Además, 2024-T3 es un material ampliamente empleado en la industria aeronáutica debido a sus excelentes propiedades mecánicas, maquinabilidad y buen acabado superficial [André, 2016].

## 2.3 Configuración de las piezas en los ensayos

Antes de cualquier operación de mecanizado, cada placa ha sido taladrada en sus esquinas para hacer agujeros de 7 mm con el fin de atornillarla a un bloque rígido intermedio que mantiene la estabilidad del proceso. Cada placa se fresó elevada, esto es, siendo los tornillos su único soporte y sujeción durante todo el proceso de mecanizado y sin apoyo a lo largo de la superficie, por lo que la rigidez en la dirección axial de la fresa es muy reducida. Los centros de los tornillos forman un cuadrado de 69 x 69 mm<sup>2</sup>. Esta disposición es una extrapolación del fresado de una piel aeronáutica soportada localmente por cuatro copas de vacío, como sucede en los UHF.

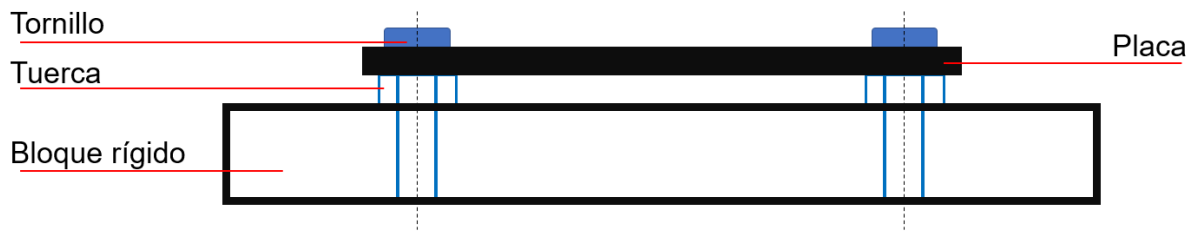


Figura III-2. Alzado de la sujeción de una placa.

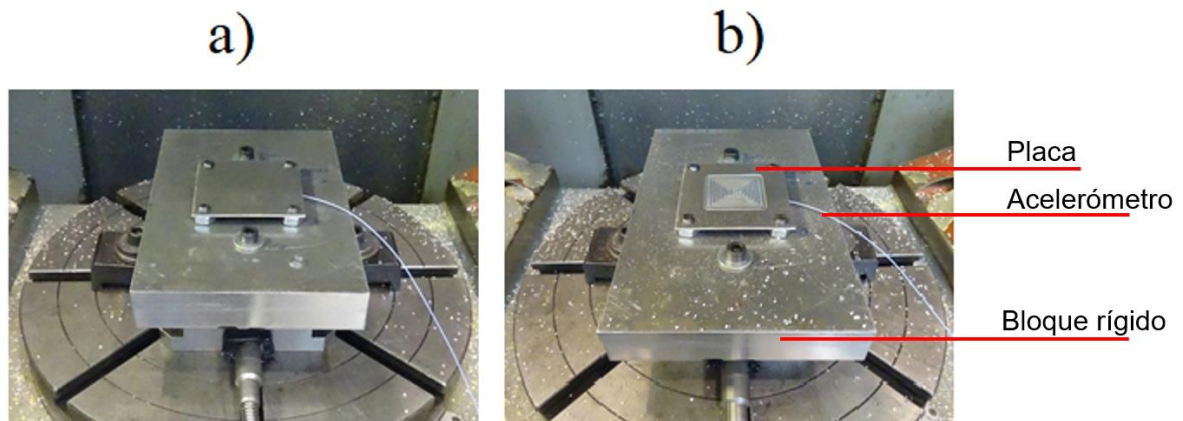


Figura III-3. a) Configuración general del ensayo, con una placa lista para mecanizar y el acelerómetro colocado debajo. b) Resultado al finalizar el mecanizado.

### 3 Diseño de experimento

El experimento se diseñó siguiendo una metodología que comprende varios pasos y que es similar a la seguida por Kolluru y Axinte [Kolluru, 2013] para analizar la dinámica de impacto en el mecanizado de piezas de baja rigidez.

En primer lugar, se midió la función de respuesta en frecuencia (FRF) de la herramienta antes del mecanizado, así como las FRF de cada placa delgada en cuatro etapas consecutivas del mecanizado, con el fin de calcular los diagramas de lóbulos de estabilidad tridimensionales (*3D-SLD*) del sistema. Además, se ha monitorizado continuamente la vibración de las placas durante el mecanizado, y de esta señal de vibración se ha calculado su transformada de Fourier (*Fast Fourier Transform* [FFT]).

Adicionalmente, se realizó un análisis de la rugosidad final de las placas, con el fin de correlacionar ésta con las vibraciones de las placas durante el mecanizado.

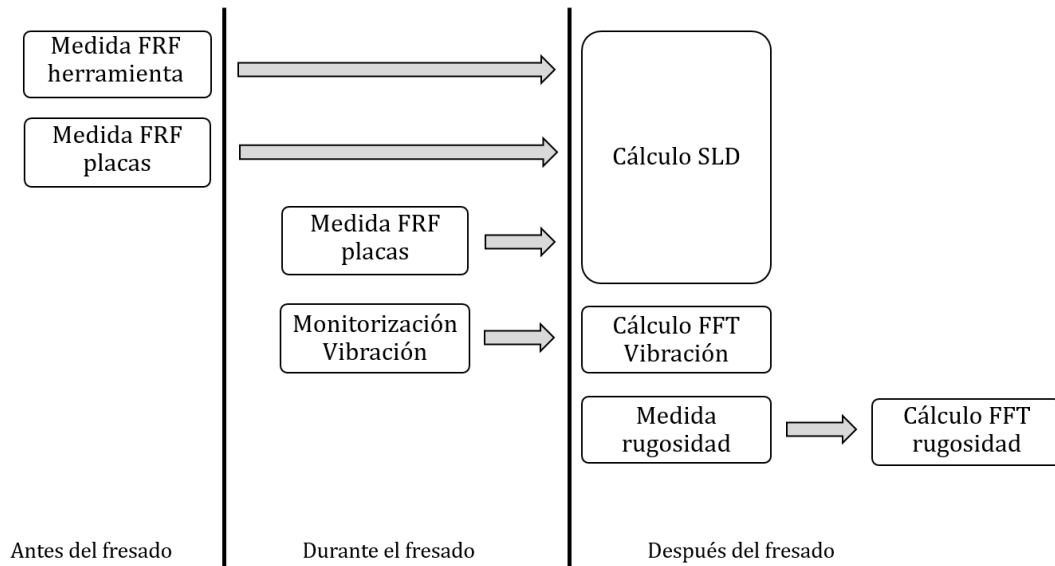


Figura III-4. Secuencia de acciones realizadas.

## 4 Equipamiento experimental

### 4.1 Operación de fresado

El equipamiento necesario para realizar el fresado comprende un centro de mecanizado y cuatro herramientas de corte del mismo tipo.

#### 4.1.1 Centro de mecanizado

El fresado de las placas se realizó en un centro de mecanizado de control numérico de 5 ejes Ibarria ZV 25U600 EXTREME, sito en las instalaciones de la Fundación Tecnalia en San Sebastián. El centro de mecanizado dispone de 3 ejes lineales y dos ejes rotativos en una mesa tilting. Los cursos de los ejes, así como las principales características del centro de mecanizado, se muestran en la Tabla III-1.

Tabla III-1. Características del centro de mecanizado empleado.

Curso X	440 mm
Curso Y	425 mm
Curso Z	410 mm
Curso A	360°
Curso C	360°
Potencia de husillo	65 kW
Velocidad máxima de husillo	18000 rpm



Figura III-5. Centro de mecanizado empleado en los ensayos.

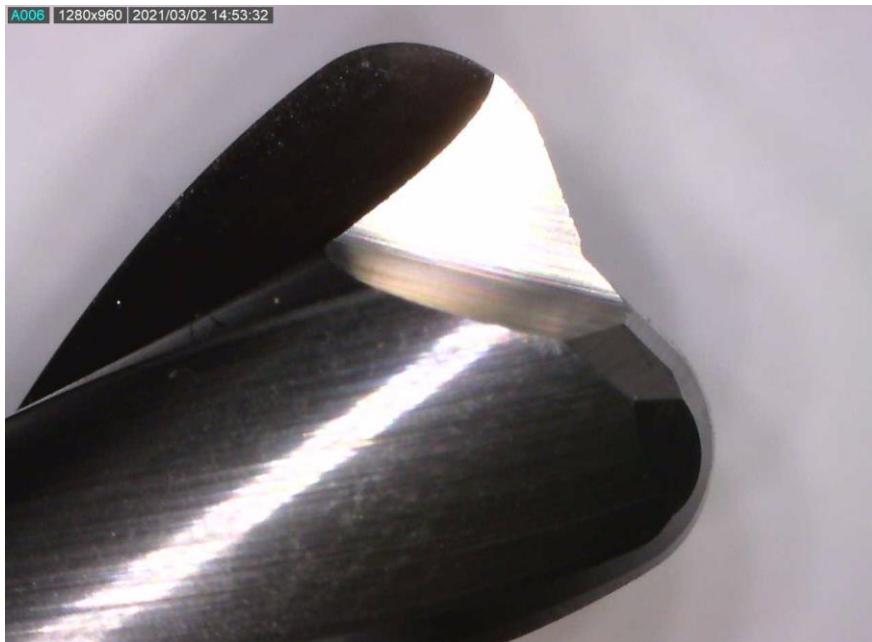
#### 4.1.2 Herramienta de corte

El tipo de herramienta de corte empleada fue la fresa frontal tórica de dos filos Kendu uniKENAL 4400.60, que tiene un diámetro de 10 mm, un ángulo de hélice ( $\beta$ ) de 30°, un ángulo de desprendimiento de 18° y un radio de punta ( $r$ ) de 2.5 mm. La fresa no tiene refrigeración interior. Las fresas se colocaron con un

voladizo de 32 mm. Cada placa se fresó con una herramienta nueva, a fin de que el eventual desgaste no afectase a los resultados y las placas fuesen comparables entre sí [Guzeev, 2011]. Del mismo modo, se emplearon fresas nuevas para el cálculo de los coeficientes de corte.



*Figura III-6. Fotografía de una fresa empleada en los ensayos.*



*Figura III-7. Fotografía detalle de la punta del tipo de fresa tórica empleada en los ensayos.*

El uso de herramientas tóricas es habitual dentro de la industria aeronáutica, ya que dejan un radio de empalme en las esquinas de las cajas [Campa, 2011b].

## **4.2 Monitorización de la vibración y análisis modal experimental**

El equipamiento necesario para registrar la señal de vibración y llevar a cabo un análisis modal durante el proceso de fresado comprende un acelerómetro, un martillo dinamométrico y un registrador de señales.

### **4.2.1 Acelerómetro**

El acelerómetro empleado tanto para registrar la señal continua de vibración de la placa como para medir la FRF de la pieza en los tests de impacto es un PCB uniaxial modelo 352C22 con un rango de medición de 1 a 10 kHz y una

sensibilidad de  $1,0 \text{ mV}/(\text{m}/\text{s}^2)$ , y que se coloca debajo de la pieza, en su centro, ya que es el punto donde la rigidez de la pieza es menor [Campa, 2007b]. Su masa es de 0,5 gramos. Este mismo acelerómetro se ha empleado también para obtener la FRF de la herramienta de corte.



*Figura III-8. Modelo de acelerómetro empleado.*

#### **4.2.2 Martillo dinamométrico**

El martillo dinamométrico para realizar los tests de impacto para la obtención de las FRF es un PCB modelo 086C03.



*Figura III-9. Martillo dinamométrico empleado.*

#### **4.2.3 Registrador de señales**

Tanto la señal vibratoria proveniente del acelerómetro como las FRF se registran y pre-procesan en el OR35 analyzer/recorder, con el software NVGATE (OROS).





Figura III-10. Registrador de señales empleado.

### 4.3 Medición de la rugosidad final

El equipamiento con el que se ha medido el perfil de rugosidad es un rugosímetro. Además, un software específico ha sido empleado para calcular los valores de rugosidad media.

#### 4.3.1 Rugosímetro

La rugosidad final de las muestras tras el mecanizado se midió en un equipo Mitutoyo SurfTest SV-2000 con un palpador con radio de punta de  $2\ \mu\text{m}$ . El perfil de rugosidad y el valor medio de rugosidad ( $R_a$ ) se midieron en el sentido del fresado a lo largo de 4 mm en la mitad de los recorridos de corte 5, 9, 13, 17, 21, 25, 29 y 33, marcados en la Figura III-12 y según están numerados en la Figura III-13. Los datos adquiridos se han tratado con el software Surfpak®-SV.

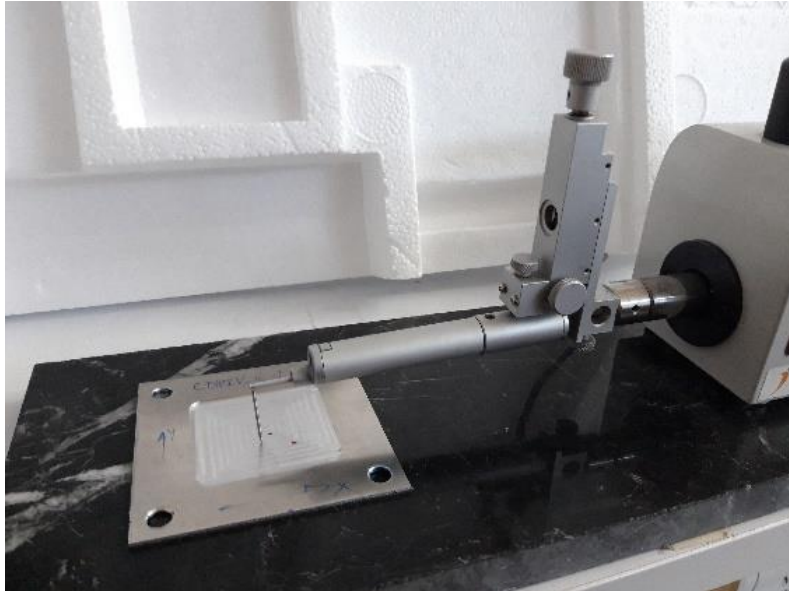


Figura III-11. Medición de la rugosidad de una placa ya fresada.

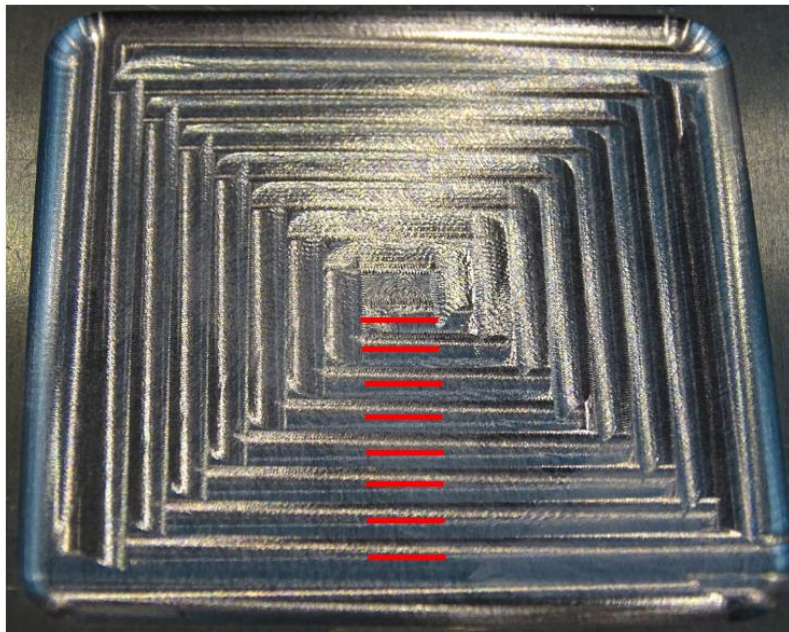


Figura III-12. Placa ya fresada donde se indican las trayectorias en que se ha medido la rugosidad.

## 5 Ejecución de los experimentos

La operación de mecanizado que se realizó en cada placa delgada consistió en un fresado de acabado en seco de una cajera de  $50 \times 50 \text{ mm}^2$  mediante una estrategia helicoidal hacia afuera. Ésta es una de las estrategias de mecanizado más adecuadas en cuanto a rugosidad final, precisión y tiempo de proceso, como Del Sol et al. [Del Sol, 2017] ha demostrado. Esta estrategia, además, sigue las directrices de Herranz et al. [Herranz, 2005], que pide aprovechar la rigidez de la parte de la pieza aún no mecanizada, mayor cerca de los tornillos.

La estrategia consistió en 33 recorridos rectos de corte, numerados consecutivamente en la Figura III-13, más un breve taladrado inicial en el centro para iniciar el fresado.

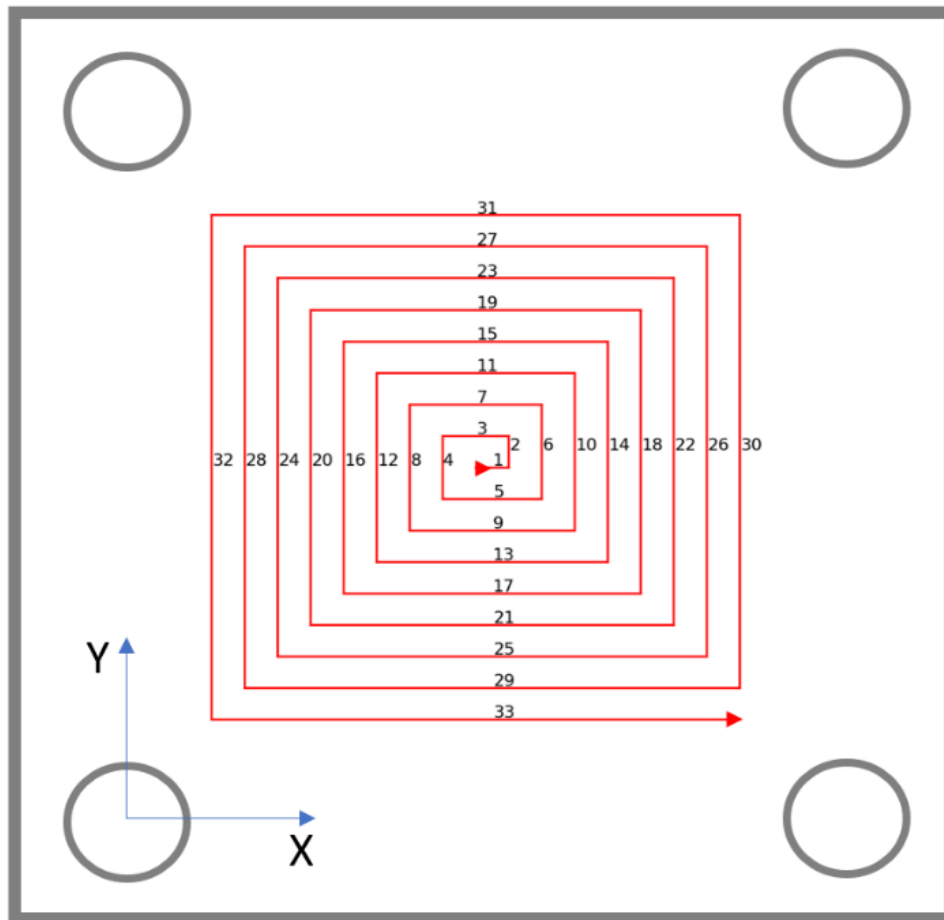


Figura III-13. Estrategia de mecanizado helicoidal hacia afuera.

En cuanto a las condiciones de corte, se seleccionaron unas conservadoras, ya que conducen a una menor distorsión de la pieza y a una menor rugosidad superficial [Kuczmaszewski, 2016], [Kuczmaszewski, 2017]. Aunque así el tiempo de mecanizado es también mayor, este factor queda fuera del alcance del presente estudio. Por lo tanto, la velocidad de giro del husillo ha sido fijada en 4000 rpm y el avance en 800 mm/min (0,1 mm/filo). La inmersión radial de la fresa ha sido de 5 mm. Estas condiciones corresponden a una operación de acabado.

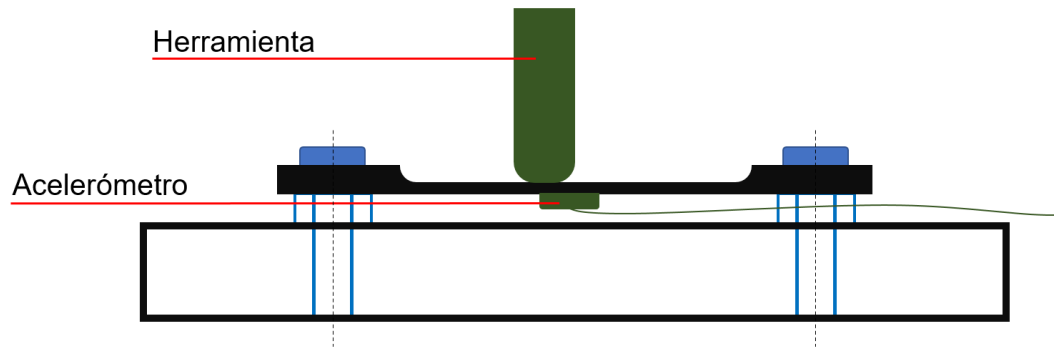


Figura III-14. Alzado del proceso de fresado de una placa

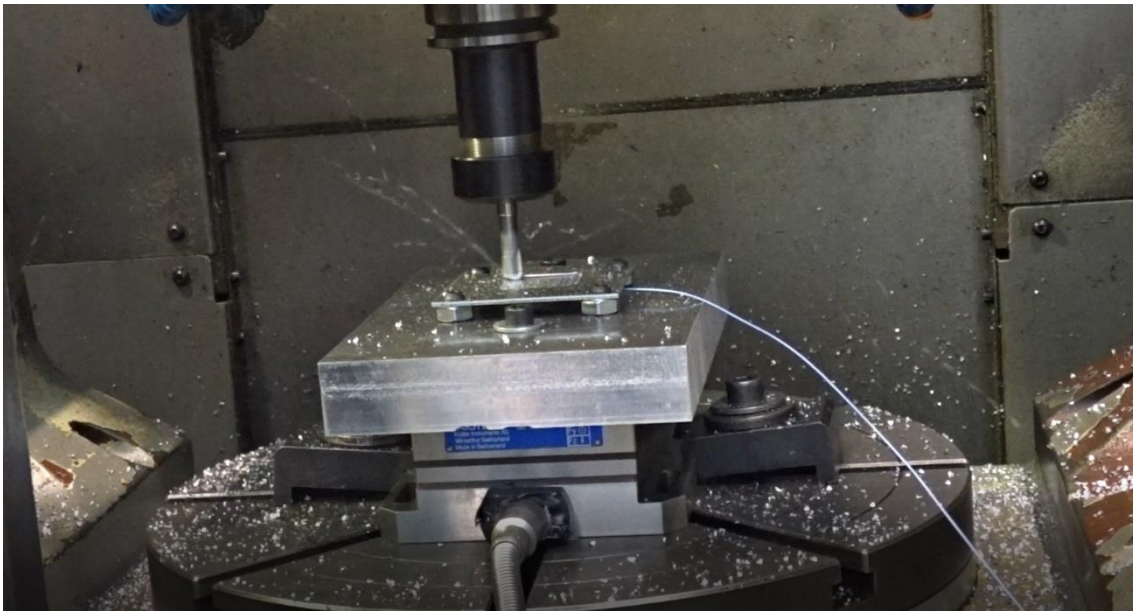


Figura III-15. Placa siendo fresada.

Se ha empleado una profundidad de corte axial diferente para cada placa (1; 0,8; 0,4 y 0,2 mm), con el fin de comparar la influencia de las diferentes tasas de arranque de material tanto en las vibraciones como en la rugosidad final alcanzada. Debido a las profundidades de corte empleadas, las placas delgadas pueden denominarse como se muestra en la Tabla III-2. El resto de sus características, tanto en material como en operación de mecanizado, son idénticas en todas las placas.

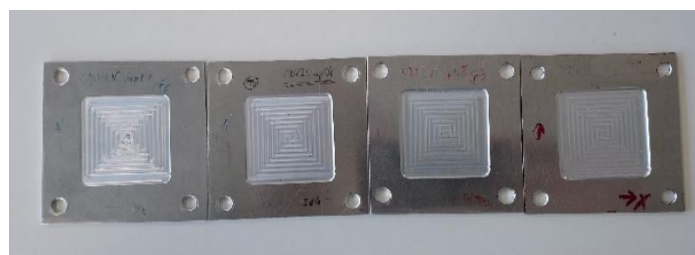


Figura III-16. Las cuatro placas fresadas.

Tabla III-2. Placas delgadas según la profundidad de corte.

Nombre de placa	Profundidad de corte axial
TP10	1 mm
TP08	0.8 mm
TP04	0.4 mm
TP02	0.2 mm

## 6 Análisis de resultados

### 6.1 Lóbulos de estabilidad

Los diagramas de lóbulos de estabilidad (SLD) de las placas se calcularon antes, durante y después de las pruebas de fresado. Éstos muestran la línea frontera bajo la cual la profundidad de corte axial y los valores de velocidad de giro del husillo conducen a un fresado libre de vibraciones.

Los coeficientes de corte empleados para calcular los SLD se muestran en la Tabla III-3, que incluye tanto los de fricción como los de cizalladura. Se han obtenido midiendo la fuerza de corte obtenida en unas pruebas de ranurado realizadas con anterioridad, con el mismo tipo de fresa tórica y en el mismo material de aluminio que el de las placas delgadas. Estas pruebas se han realizado con una velocidad de giro del husillo de 4000 rpm y a tres profundidades de corte y tres avances por filo, que se hallan dentro de la gama de trabajo que se sigue luego en los ensayos sobre las placas delgadas. Así, los coeficientes de corte obtenidos se consideran constantes para todas las condiciones de fresado y se han utilizado para calcular los SLD [Rubio-Mateos, 2021].

Tabla III-3. Coeficientes de corte obtenidos experimentalmente a 4000 rpm.

$K_{tc}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$K_{rc}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$K_{ac}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$K_{te}$ (N/mm)	$K_{re}$ (N/mm)	$K_{ae}$ (N/mm)
1962,509	495,127	-474,259	39,522	26,104	-10,912

En cuanto a las FRF necesarias para obtener los SLD del sistema, se realizaron varios tests de impacto para obtenerlas en sucesivas etapas del mecanizado. En cada test, se ha golpeado la placa con el martillo dinamométrico, en el punto central superior de la placa, mientras el acelerómetro colocado en el punto central inferior registra la respuesta vibratoria consiguiente. El primer test se realizó antes de comenzar el fresado, el segundo se llevó a cabo después del recorrido de corte 5, el tercero después del recorrido 17, y el último con la cajera

terminada, por lo que se realizaron cuatro pruebas de FRF en cada muestra. Como consecuencia de la realización de cada prueba en diferentes etapas del mecanizado, los SLD calculados tienen en cuenta no sólo la profundidad axial de corte y la velocidad del husillo, sino también la posición alcanzada por la herramienta a lo largo de la trayectoria de corte.

La dirección del grosor o dirección Z de la placa se considera abrumadoramente menos rígida que las demás, por lo que se asume que la pieza sólo se mueve a lo largo de esta dirección, esto es, que la vibración es unidimensional [Campa, 2010]. Esta suposición la han seguido también Seguy et al. [Seguy, 2008a] en cajeados y Arnaud et al. [Arnaud, 2011]. en el fresado de paredes delgadas. De esta manera, la FRF de la pieza se obtuvo solo en esta dirección.

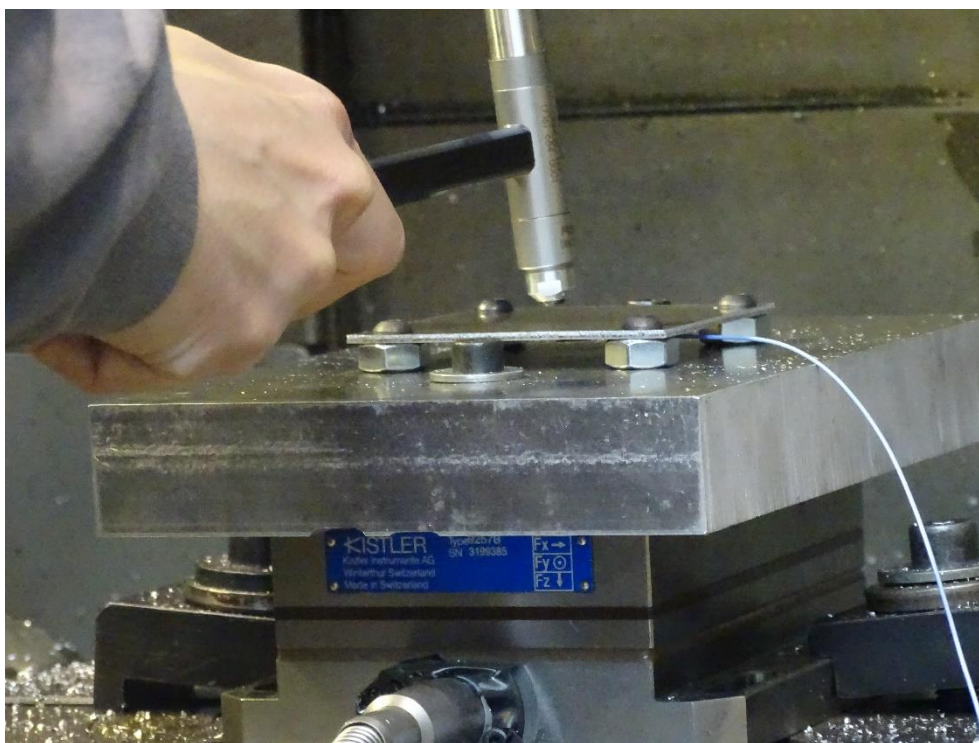


Figura III-17. Test de impacto en una placa antes de fresarla.

En el caso de la herramienta, la FRF se obtuvo en sus tres direcciones espaciales, pegando directamente el acelerómetro a la herramienta. Como la FRF de la herramienta no varía durante el mecanizado, para obtenerla bastó con un único test de impacto antes del mecanizado. De igual modo, se despreciaron las FRF cruzadas [Campa, 2005].

Las fresas de punta tórica tienen un ángulo de avance que varía de  $0^\circ$  a  $90^\circ$ . Para el caso de la fresa empleada en el presente estudio, estos valores corresponderían a 0 y 2,5 mm de profundidad axial de corte, respectivamente. Altintas [Altintas, 2001] sugirió que esta no-linealidad se podía resolver tomando un valor angular medio constante de  $45^\circ$ . Dado que en el presente estudio la

profundidad axial de corte varía sólo de 0,2 mm a 1 mm, se considera un ángulo de avance constante menor. Siguiendo a Rubio-Mateos et al. [Rubio-Mateos, 2020a] se ha tomado un ángulo de avance constante de 20°.

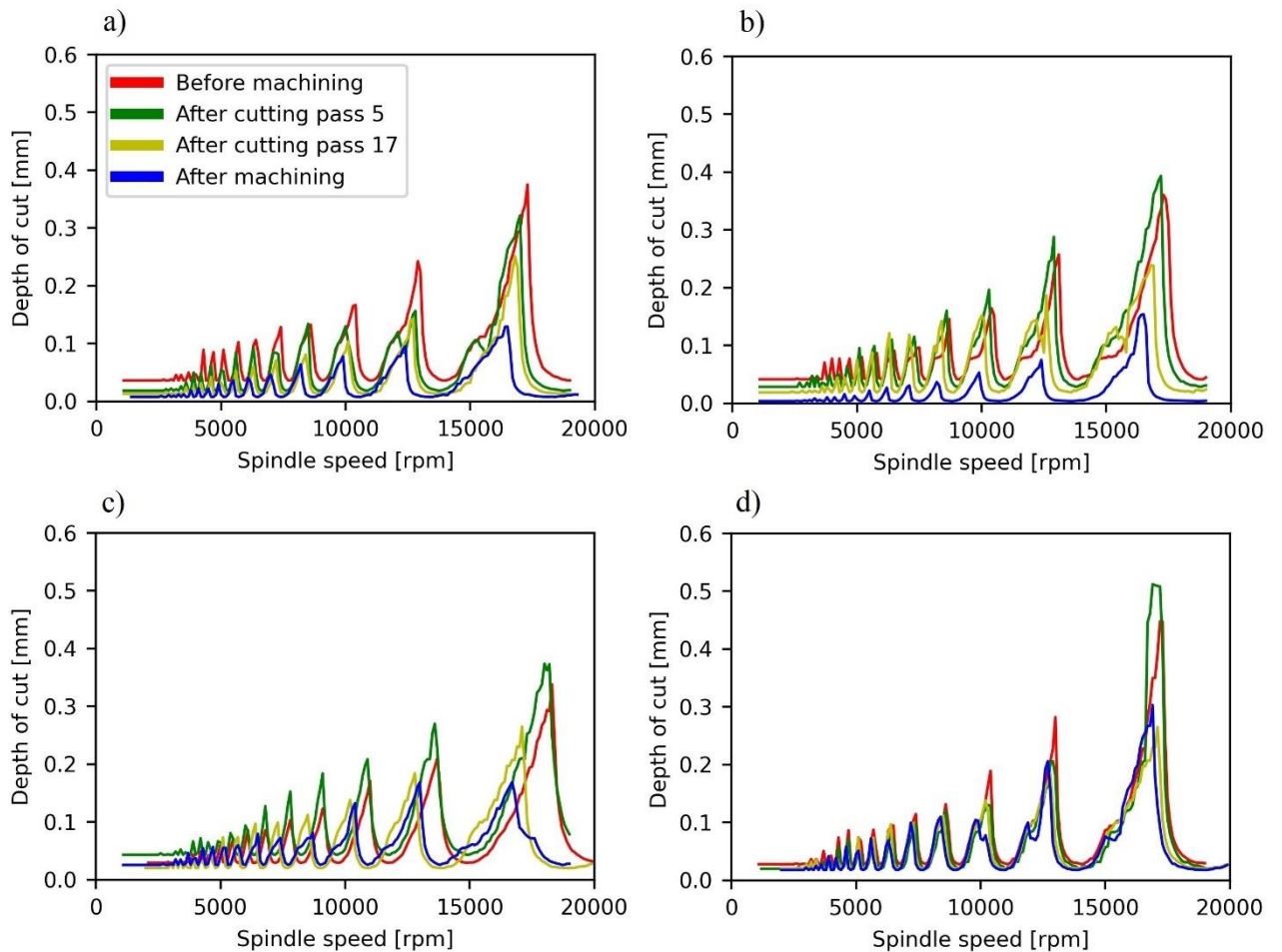


Figura III-18. Lóbulos de estabilidad en distintas fases del mecanizado. a) TP10. b) TP08. c) TP04. d) TP02.

Como era de esperar, la máxima profundidad de corte sin chatter es menor cuando el mecanizado ha finalizado, porque la rigidez de la pieza es menor. Además, mayores arranques de material conducen a menores profundidades máximas, ya que la disminución de los lóbulos es más pronunciada para los casos de mecanizado que tienen lugar a  $a_p=1$  mm y  $a_p=0,8$  mm. Este fenómeno es más evidente si se analiza únicamente la profundidad de corte crítica, es decir, la mínima profundidad de corte axial que garantiza un fresado sin chatter, independientemente de la velocidad del husillo.

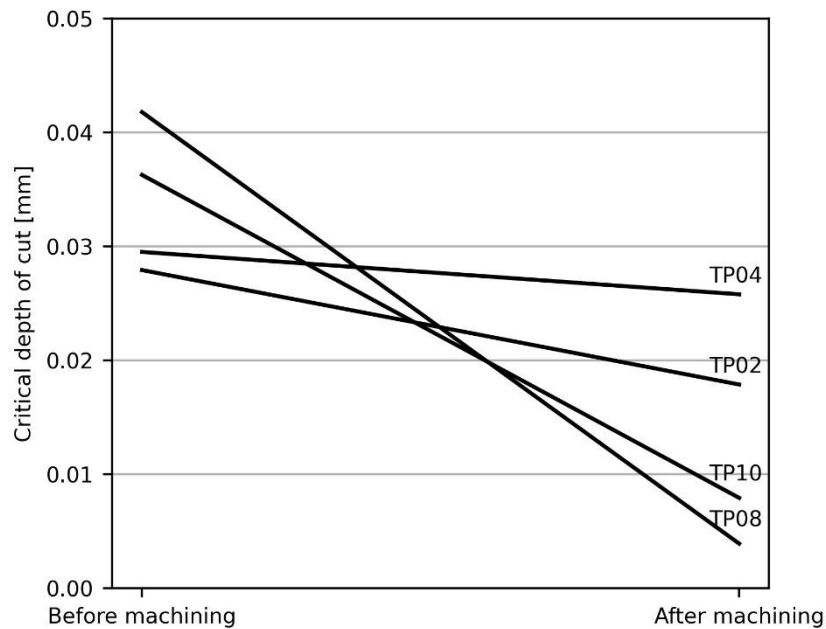


Figura III-19. Profundidad de corte axial crítica de cada placa fresada a distintas profundidades de corte.

Una primera conclusión importante que se desprende de estos lóbulos de estabilidad es la dificultad de evitar globalmente el chatter cuando se realiza una operación de fresado en este tipo de muestras tal y como fueron configuradas, esto es, localmente apoyadas. Incluso las condiciones de mecanizado que según los lóbulos de estabilidad evitan inicialmente el chatter ( $a_p=0,3$  mm, 17500 rpm) desaparecen debido a la eliminación de material, lo que significa que el chatter sólo se evitaría al principio del mecanizado. Además, la productividad sería baja. Con el fin de superar estos problemas, se ha realizado un análisis más profundo, estudiando por separado cada recorrido de corte.

## 6.2 Vibraciones del proceso

La transformada rápida de Fourier (FFT) de la señal de vibración es un indicador útil y representativo del comportamiento dinámico del sistema, que puede emplearse para determinar la aparición de la vibración de chatter. En el presente estudio, se ha obtenido una FFT de la vibración de las placas por cada recorrido de corte, es decir, 33 FFT por placa. El acelerómetro colocado debajo de la placa ha medido esta vibración. La FFT se muestra en gráficos tridimensionales en la Figura III-20. En estos gráficos se pueden observar los recorridos de corte en los que se produce chatter, así como la frecuencia a la que se produce. También es notable el contenido vibratorio de las frecuencias más bajas.



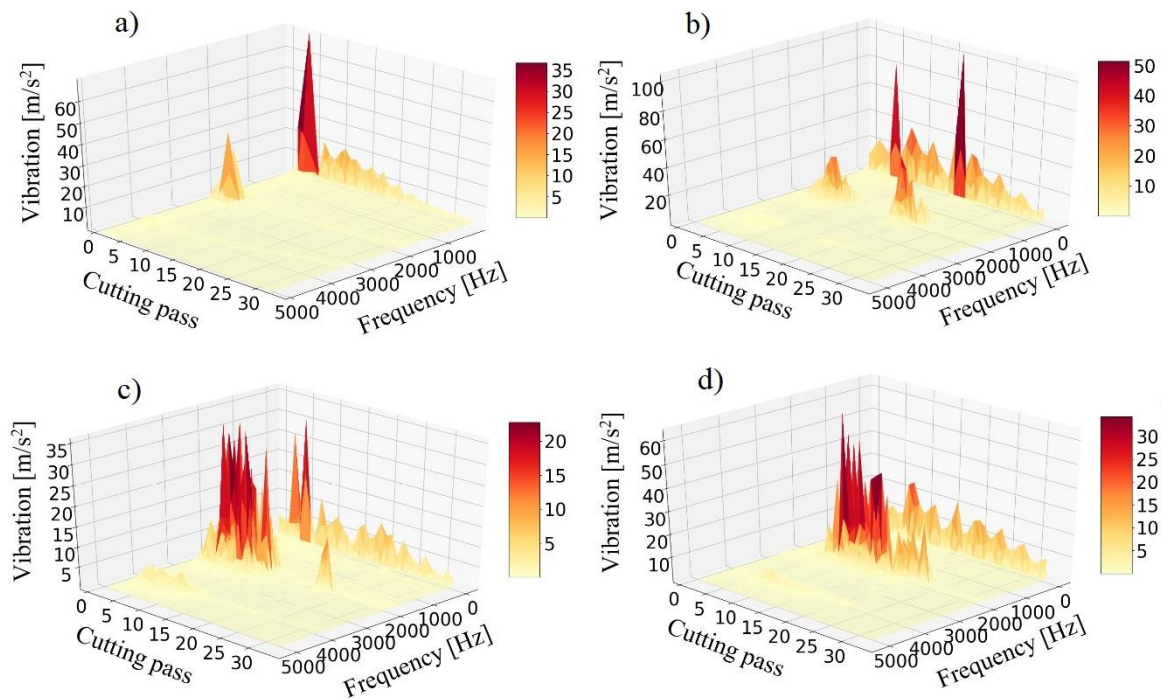


Figura III-20. FFT de la vibración de las placas durante el fresado. a) TP10. b) TP08. c) TP04. d) TP02.

De estos gráficos se pueden obtener tres conclusiones principales. En primer lugar, se observa que hay dos zonas en las que puede iniciarse chatter. La primera zona está alrededor de los recorridos de corte 3-5, y la segunda zona está alrededor del recorrido de corte 21. En el caso de TP10, el chatter sólo aparece en la primera zona. Para TP08 y TP04, el chatter aparece en ambas zonas, pero desaparece entre ellas. En el caso de TP02, las vibraciones aparecen casi continuamente entre estas dos zonas.

La existencia de estas dos zonas se debe a la compleja interrelación de diferentes factores. Por un lado, al principio del mecanizado en el centro de la placa, a pesar de comenzar lejos de las sujeciones de las esquinas, la rigidez de la pieza sigue siendo alta, y no se produce chatter. Por otro lado, la presencia de nodos modales, donde la rigidez es mayor, y de antinodos, donde es menor, además de la variación progresiva de los parámetros modales, provoca la aparición y desaparición alternativa de chatter a lo largo de la trayectoria de la herramienta [Thevenot, 2006].

En segundo lugar, se observa que la aparición de chatter es mayor cuando el arranque de material es menor, es decir, en tales casos afecta a más zonas de corte. Tal y como afirma Campa et al. [Campa, 2011a], este fenómeno se produce en el fresado de suelos delgados con fresas de punta tórica, y está relacionado con el hecho de que las bajas profundidades de corte implican también bajos ángulos de avance, que facilitan la aparición de chatter.

Por último, en tercer lugar, se ha confirmado que el chatter aparece para todos los casos, tal y como se indica en el análisis de los lóbulos de estabilidad, pero desaparece según la herramienta se aproxima a las sujeciones de las esquinas. Así, a partir del recorrido de corte 25 el fresado es estable para cualquier profundidad de corte. Es decir, que se debe evitar el fresado en la zona central de las placas, pero el fresado es factible y estable fuera de esta zona. En este caso, esta zona central a evitar es aproximadamente un cuadrado central de 30x30 mm<sup>2</sup>.

La frecuencia de chatter precisa puede verse más claramente en la Figura III-21, donde sólo se muestran las frecuencias de vibración más altas. Esta frecuencia de chatter está cerca de la primera frecuencia natural de las placas, que según las FRF obtenidas es de unos 1730 Hz antes del mecanizado. También se excita una segunda frecuencia de chatter, cercana a la segunda frecuencia natural, que está a 4000 Hz. Ambas frecuencias de chatter son excitadas simultáneamente, lo que descarta la posibilidad de que cada zona sea creada por la vibración de diferentes modos, como ocurre en estudios de paredes delgadas [Arnaud, 2011], [Seguy, 2008b].

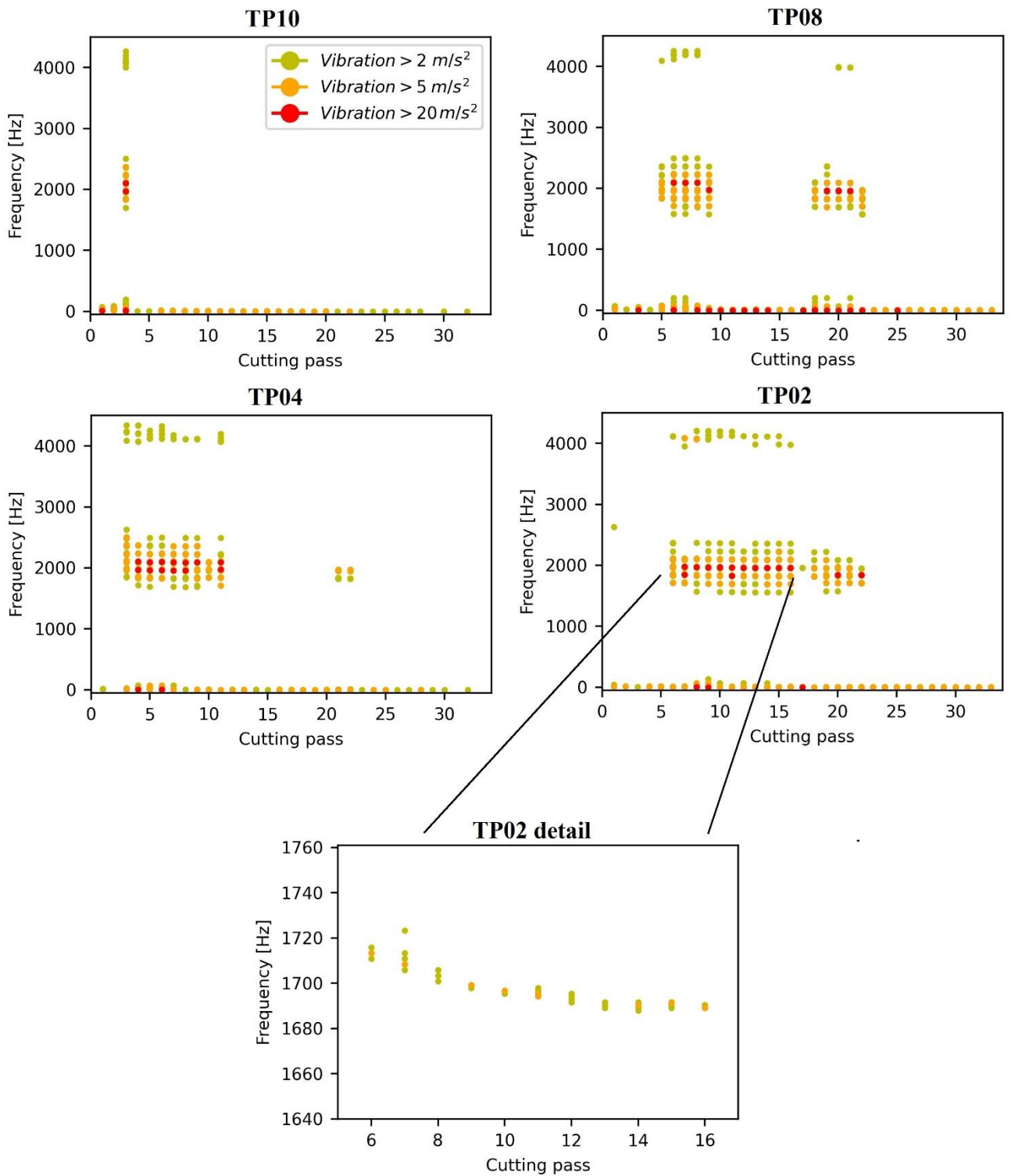


Figura III-21. Frecuencias con el máximo contenido vibratorio por recorrido de corte, e imagen detalle de TP02.

Además, en la Figura III-21 se observan los armónicos de la frecuencia de chatter. Estos armónicos pueden expresarse mediante el binomio ya expresado en la ecuación (1):

$$f_{chatter} + n \cdot f_{golpeo} \quad (n \in N) \quad (1)$$

Es destacable que el primer y segundo armónico son más altos que la frecuencia del chatter. También hay frecuencias bajas de gran amplitud. Éstas son o bien la frecuencia de golpeo de filo (133,33 Hz) y sus armónicos, o bien están relacionadas con la forma de la señal. En cualquier caso, son más altas para los recorridos en que aparece chatter, lo que indica que el chatter también afecta a la forma de la señal de vibración.

Las frecuencias de chatter disminuyen debido a la eliminación de material, al igual que la frecuencia natural, aunque esta disminución es muy leve y sólo es apreciable para las eliminaciones de material más altas. La imagen detalle de la Figura III-21 ilustra este efecto, ya que muestra la variación de la frecuencia de chatter de TP02 durante el fresado.

### **6.3 Valor, perfil y origen de la rugosidad final**

#### **6.3.1 Patrón visual**

Tras el fresado, las cuatro placas presentan un patrón superficial diferente. En la Figura III-18 se muestran las placas ya fresadas. En los cuatro casos, el primer recorrido de corte no presenta chatter, pero en el caso de TP04, debido a la inmersión radial de las sucesivas pasadas, no se aprecia este primer recorrido.

Además de las vibraciones, hay marcas de *ploughing* en algunos cambios de dirección de corte.

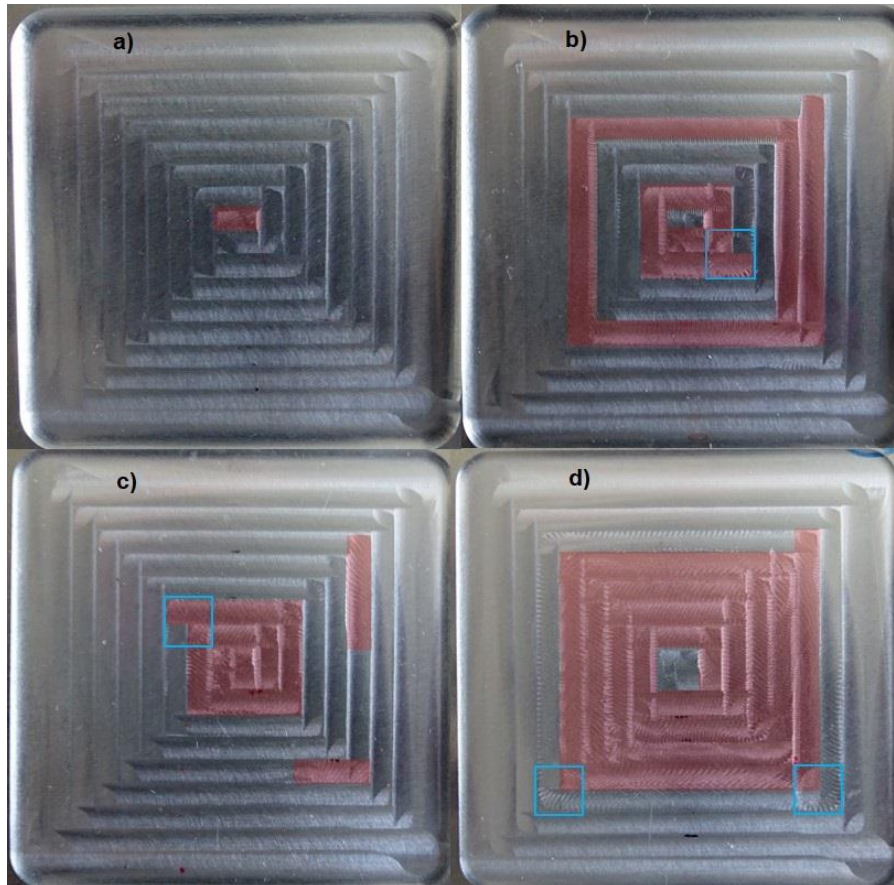


Figura III-22. Piezas tras el fresado de la cajera. Marcas de chatter en rojo, marcas de ploughing en azul. a) TP10. b) TP08. c) TP04. d) TP02.

### 6.3.2 Rugosidad media

El análisis de la rugosidad media ( $R_a$ ) muestra dos tipos de recorridos de corte claramente delimitados. En los recorridos en los que se produce chatter, la rugosidad media es superior a  $0,9 \mu\text{m}$ , mientras que en los recorridos sin chatter este valor es inferior a  $0,6 \mu\text{m}$ . Hay que tener en cuenta que estos valores corresponden a la mitad de cada recorrido, donde se ha medido la rugosidad.

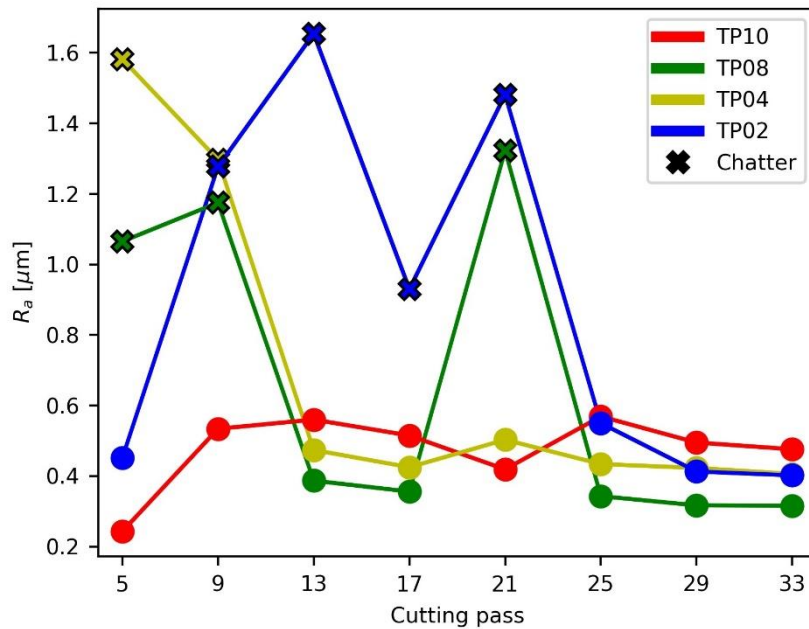


Figura III-23. Rugosidad media según profundidad y recorrido de corte.

Además, la rugosidad no cambia perceptiblemente durante el mecanizado. A lo sumo, disminuye muy suavemente. Este hecho demuestra que, en ausencia de chatter, la rugosidad se ve afectada por la  $a_p$  empleada, pero no se ve afectada por el cambio de los parámetros modales, y sólo se ve muy ligeramente afectada por la posición de la herramienta y la proximidad a las sujeciones. Por lo tanto, se puede concluir que el cambio de los parámetros modales afecta a la aparición de chatter, tal y como se ha indicado en el análisis anterior de los lóbulos de estabilidad, pero una vez alcanzada la estabilidad la rugosidad superficial es constante y depende principalmente de los parámetros de mecanizado. Del Sol et al. [Del Sol, 2019b] considera que esto ocurre debido a la influencia que los parámetros de mecanizado tienen sobre las fuerzas de corte. En cualquier caso, dada la configuración experimental actual, esta calidad superficial final alcanzada está por debajo de  $0,6 \mu\text{m } R_a$  y, por tanto, cumple con las tolerancias industriales que se suelen imponer para los suelos delgados [Del Sol, 2019b], [Seguy, 2008a], [Meshreki, 2008].

Estos resultados también han sido comparados con la bibliografía disponible. Del Sol et al. [Del Sol, 2017] analizó muestras muy similares fresadas con el mismo tipo de fresa, una velocidad de avance de  $0,08 \text{ mm/filo}$  y una profundidad de corte axial de  $0.4 \text{ mm}$ , aunque roscadas completa y directamente a un bloque soporte. En consecuencia, en ellas no aparece chatter. Presentan un valor medio de rugosidad de  $0,25 \mu\text{m}$  medido en la dirección del fresado. Este valor es inferior al valor medio de rugosidad medido en el presente caso TP04 con una velocidad de avance de  $0.1 \text{ mm/filo}$ , que es de unos  $0,4 \mu\text{m}$ . En un siguiente experimento

de Del Sol et al. [Del Sol, 2019b], también con las mismas muestras roscadas directamente a un bloque, la rugosidad media varía entre 0,2  $\mu\text{m}$  y 0,4  $\mu\text{m}$ . Sin embargo, en este caso la rugosidad no se midió sólo en la dirección del fresado, sino también en la dirección normal.

Rubio-Mateos et al. [Rubio-Mateos, 2021] estudió el mismo tipo de muestras fresadas con la misma fresa, sujeta a un utillaje de vacío de elastómero. Debido a este hecho, las placas no presentan chatter, y su valor medio de rugosidad está entre 0.4  $\mu\text{m}$  y 0.6  $\mu\text{m}$  para las mismas condiciones de corte.

En otro caso, Campa et al. [Campa, 2011a] fresaron varios bloques de aluminio sin soporte posterior desde 30 mm de espesor hasta 1 mm, empleando una fresa tórica de 16 mm de diámetro, un avance de 0,05 mm/filo, y profundidades de corte superiores a 5 mm, así como una estrategia paralela (en lugar de helicoidal). La rugosidad media final se situó entre 0,3 mm y 1,4 mm en ausencia de chatter. Estos resultados son consistentes con los obtenidos en el presente estudio, aunque las condiciones de fresado han sido significativamente diferentes. Campa et al. [Campa, 2011b] también realizó otro experimento similar, en el que se evidenciaron marcas de chatter en algunas secciones de la pieza final, así como marcas de *ploughing*, fenómeno en el que la herramienta se engancha y penetra en la pieza y que está relacionado con la falta de rigidez. Arnaud et al. [Arnaud, 2011] considera el *ploughing* como un tipo de amortiguación de proceso, en el que la cara de desprendimiento de la fresa entra en contacto con la pieza y, por tanto, conduce a un mecanizado más estable, hecho que puede confirmarse en los casos presentes TP08 y TP04, en los que el *ploughing* se produce justo antes de la desaparición del chatter.

En el presente estudio, además de la falta de rigidez y de amortiguación, se puede observar en la Figura III-22 que el *ploughing* también está relacionado con el cambio de dirección de corte. Debido a esto, deberían considerarse estrategias de fresado sin cambios bruscos en la dirección de corte, como las circulares, ya que pueden evitar el *ploughing*.

### 6.3.3 Perfil de rugosidad

En cuanto al perfil de rugosidad, se ha realizado un análisis FFT del perfil de rugosidad de varios recorridos de corte (Figura III-24 y Figura III-25) permite llegar a dos conclusiones. Por un lado, la rugosidad causada por las pasadas sin chatter está dominada principalmente por la frecuencia de golpeo del filo (133,33 Hz, correspondiente a 10 impactos/mm), la frecuencia de giro de la herramienta (66,67 Hz, correspondiente a 5 revoluciones/mm) y sus armónicos. Este fenómeno indica que existe cierta excentricidad de la herramienta durante el fresado. Estos resultados también muestran que en ausencia de chatter la

rugosidad superficial depende de las condiciones de fresado. Por otro lado, la rugosidad causada por las pasadas con aparición de chatter es mayor y más caótica. No aparece a frecuencia de chatter (128 impactos/mm), sino a frecuencias bajas, incluso inferiores a la frecuencia de golpeo. Puede estar relacionado con la influencia del chatter sobre la forma de la señal de vibración descrita anteriormente.



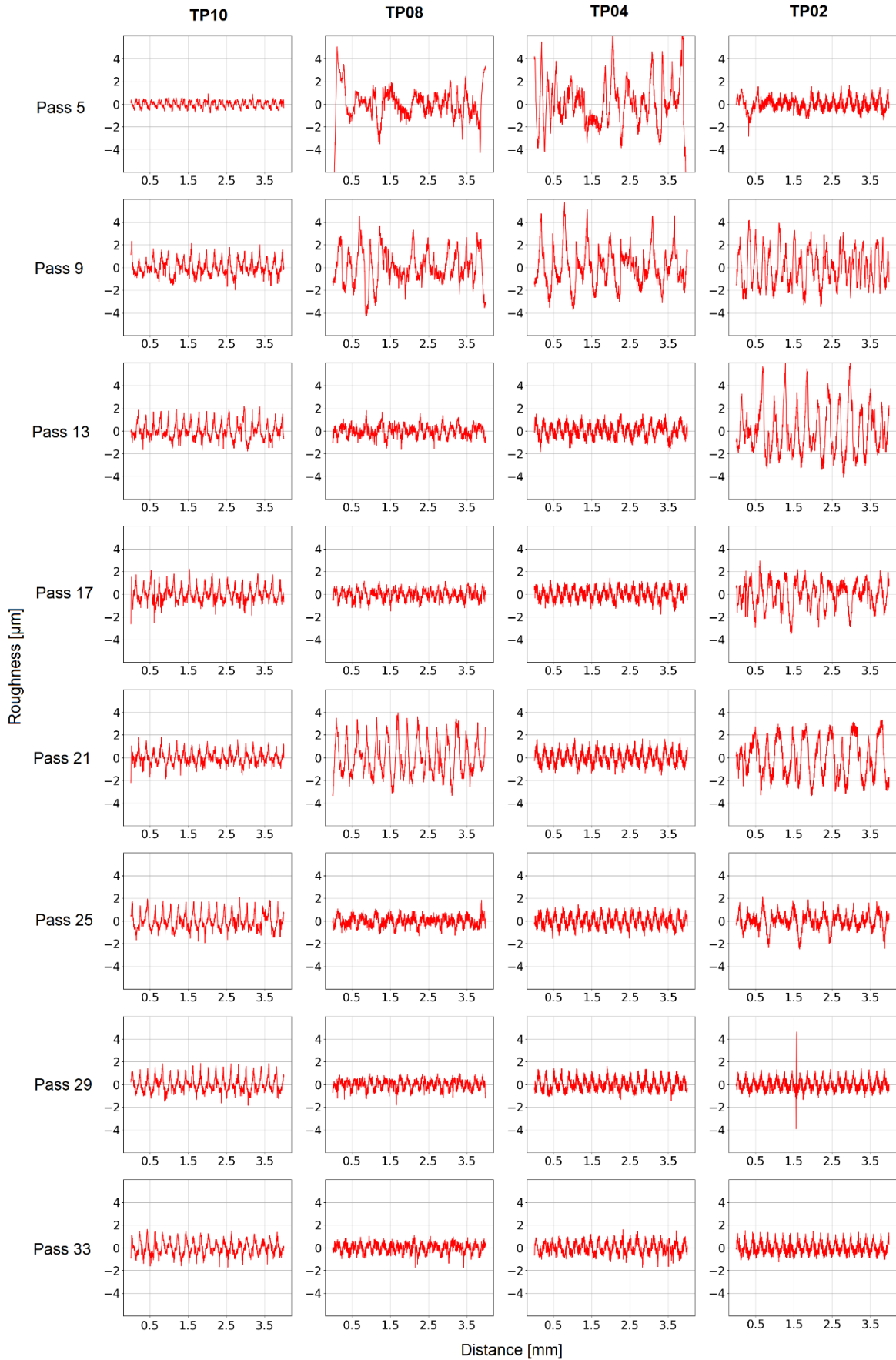


Figura III-24. Perfiles de rugosidad según profundidad y recorrido de corte.

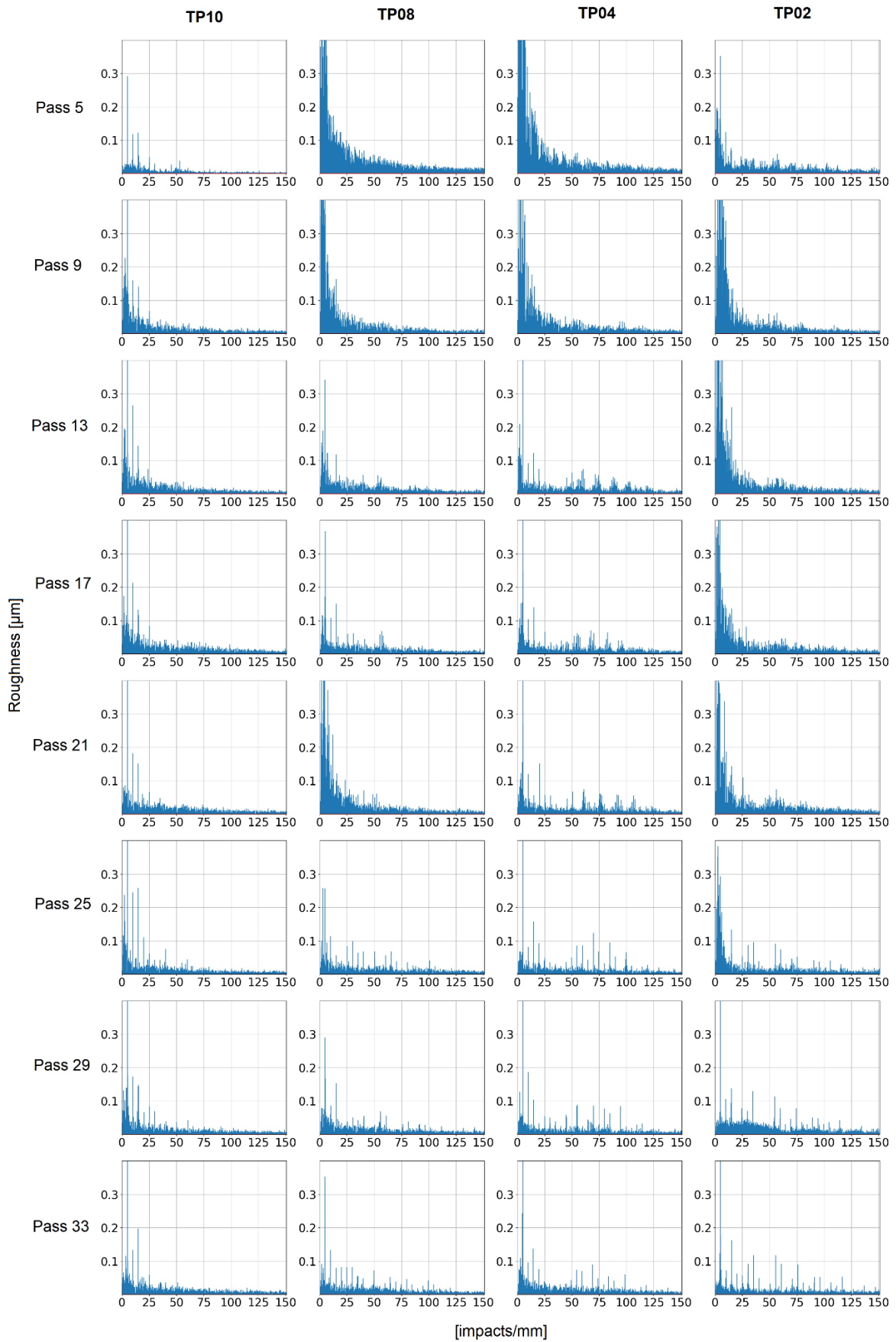


Figura III-25. FFT de los perfiles de rugosidad.

### 6.3.4 Modelo de rugosidad

La rugosidad superficial es el resultado de la combinación de varios factores que actúan simultáneamente, como el chatter y la deflexión, siendo difícil discernir entre ellos, como ha señalado López de Lacalle et al. [López De Lacalle, 2006]. Con el fin de determinar los orígenes de la rugosidad superficial, se ha elaborado un modelo de rugosidad superficial para explicar sus causas y orígenes, basado en el modelo propuesto por Rubio-Mateos et al. [Rubio-Mateos, 2021].

En el montaje experimental empleado, la rugosidad en las muestras puede tener tres orígenes. En primer lugar, la rugosidad media teórica ( $R_h$ ) generada por la geometría de la herramienta y el avance por filo. En segundo lugar, la rugosidad generada como consecuencia de la vibración forzada y el desplazamiento axial de la placa ( $R_f$ ). El desplazamiento axial puede producirse por la desviación de la muestra o por el desplazamiento relativo entre la pieza y el utillaje. Y en tercer lugar, la rugosidad causada por la vibración de chatter ( $R_c$ ). Así, la rugosidad media global ( $R_a$ ) puede definirse según la ecuación (5).

$$R_a = R_h + R_f + R_c \quad (5)$$

La rugosidad media teórica del suelo se define conforme a la ecuación (6).

$$R_h = \frac{f_z^2}{32 \cdot r} \quad (6)$$

Si se garantizan condiciones de corte sin chatter, la rugosidad causada por el chatter es nula, por lo que la diferencia entre la rugosidad media global y la rugosidad media teórica será causada por el desplazamiento axial de la muestra. Además, este desplazamiento axial puede considerarse constante para una configuración experimental y condiciones de corte determinadas, por lo que la rugosidad por chatter será el excedente de rugosidad generado en condiciones de chatter. Los efectos cruzados, así como el desplazamiento axial y la vibración de la herramienta, se desprecian.

Los resultados de aplicar este modelo se muestran en la Figura III-26. En el caso de la aparición de chatter, éste provoca hasta el 70% de la rugosidad. En ausencia de chatter, la componente teórica de rugosidad ( $R_h$ ) es menor y varía desde el 36% en el caso de menor rugosidad (TP08) hasta el 25% en el de mayor (TP10). En estos casos, el desplazamiento de las sujeciones y el movimiento relativo de las placas finas ( $R_f$ ) provocan al menos el 65% de  $R_a$ .

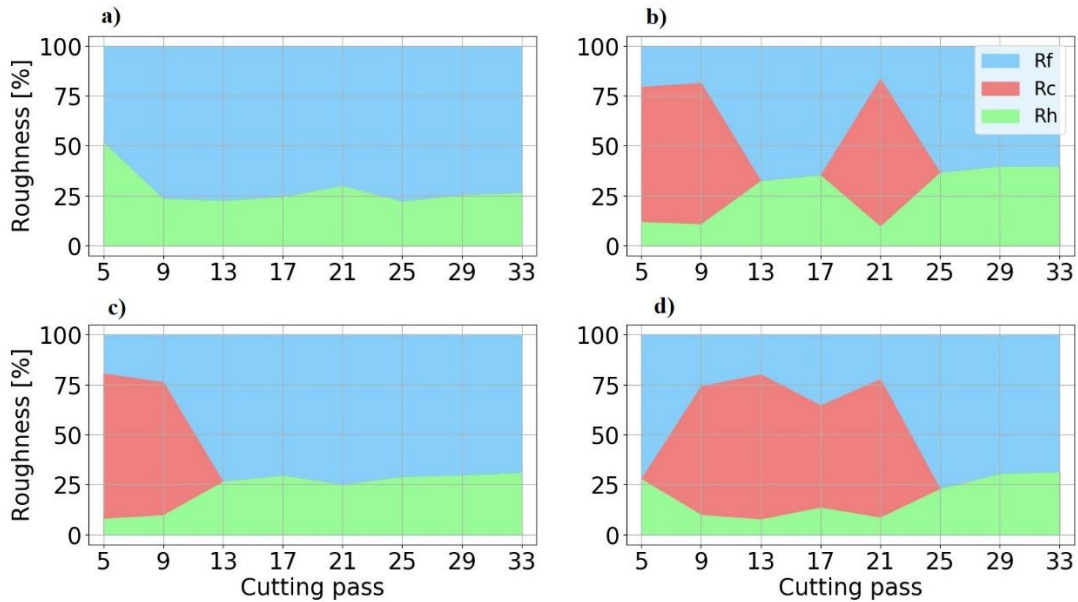


Figura III-26. Componentes de la rugosidad media por recorrido de corte. a) TP10. b) TP08. c) TP04. d) TP02.

La Figura III-27 muestra los valores promedio y la desviación estándar de  $R_a$  para cada placa, así como los componentes de esta rugosidad según el modelo propuesto.

Las bajas profundidades axiales de corte conducen a una rugosidad alta y variable, mientras que las más altas consiguen valores de  $R_a$  menores. Como ya se ha dicho al analizar los lóbulos de estabilidad, este fenómeno se produce porque las profundidades axiales de corte elevadas conllevan también ángulos de avance elevados en las fresas de punta tórica, lo cual dificulta la aparición de chatter. En cuanto al  $R_h$ , es inherente a la fresa empleada y a las condiciones de mecanizado, por lo que es constante en todas las placas delgadas ensayadas, ya que el avance aplicado por filo y fresa es el mismo. El resto de la rugosidad se debe principalmente a las vibraciones forzadas y al desplazamiento axial de la herramienta ( $R_f$ ), es decir, es atribuible a la configuración experimental empleada en los ensayos.

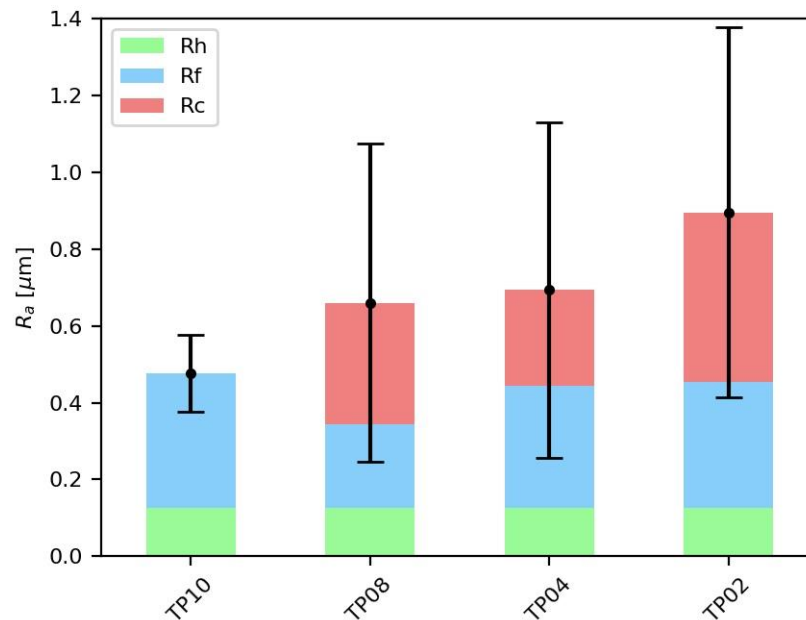


Figura III-27. Componentes del promedio de la  $R_a$  para cada pieza.

## 7 Conclusiones

En el presente capítulo se han estudiado las vibraciones y la rugosidad superficial resultantes del fresado de cajas sobre suelos delgados de aleación de aluminio en suspensión, sujetos únicamente en sus esquinas. Esta configuración de baja rigidez es común que tenga lugar en los utillajes flexibles basados en copas de vacío, de clase UHF, empleados para mecanizar piezas aeronáuticas. Con el objetivo de determinar las condiciones en las que un fresado en una situación de tan baja rigidez podría ser estable y factible, se han medido y analizado las vibraciones durante el fresado y la rugosidad superficial final. Además, se han calculado los diagramas de lóbulos de estabilidad, así como la FFT de la vibración y la FFT de la rugosidad superficial.

Los principales resultados y recomendaciones prácticas pueden resumirse como sigue:

- Dada la configuración experimental utilizada, la aparición del chatter en suelos delgados está dominada por la excitación del primer modo de vibración y, en la zona central de la muestra, es prácticamente inevitable independientemente de la profundidad axial de corte y de la velocidad del husillo que se empleen. Este hecho puede deducirse analíticamente del cálculo de los lóbulos de estabilidad, y se confirma empíricamente en los experimentos de fresado. Sin embargo, el chatter puede evitarse seleccionando una zona de mecanizado adecuada. Se ha observado que el chatter no es un fenómeno continuo, sino que aparece y desaparece a

lo largo de la trayectoria de corte debido a la interacción de varios factores. Cuando se realiza una estrategia de fresado helicoidal hacia fuera, estos factores son la eliminación de material, que reduce la rigidez de las piezas; la aproximación de la herramienta a las sujeciones, que la aumenta; y el paso de la herramienta por los nodos y antinodos modales. En consecuencia, en el montaje experimental actual no aparece chatter a partir del recorrido de corte 25. Esto significa que la proximidad de la herramienta a las sujeciones debe ser considerada e incorporada a los modelos de predicción de chatter. Además, significa que los utillajes flexibles basados en copas de vacío podrían utilizarse para el fresado de suelos delgados, siempre que éste no se realizase en la zona central entre las copas.

- El chatter es la principal causa de la mala calidad superficial para los casos estudiados, ya que provoca una rugosidad media de al menos 0.9  $\mu\text{m}$  en la configuración empleada. En ausencia de chatter, independientemente de la profundidad de corte empleada, la rugosidad media es siempre inferior a 0,6  $\mu\text{m}$ , por lo que cumpliría los requisitos de calidad aeronáutica. Dado que la rugosidad causada por el desplazamiento de las sujeciones y el movimiento relativo de las placas es superior al 60% de la rugosidad global, todavía existe potencial de reducción de la rugosidad en relación con las condiciones de sujeción. En estos casos, la rugosidad está dominada por la frecuencia de paso de los filos, por lo que se pueden emplear condiciones de mecanizado para minimizarla.
- Teniendo en cuenta la configuración experimental actual, las mayores profundidades axiales de corte (llegando incluso al 50% del espesor de la muestra) conducen a un mecanizado más estable que las menores. Esto se debe a que mayores profundidades de corte implican también mayores ángulos de avance, los cuales evitan las vibraciones. Además de un mecanizado más estable, las mayores profundidades de corte también conducen a un mecanizado más productivo y a una rugosidad superficial que cumple con los requisitos de calidad aeronáutica.
- La amortiguación de proceso estabiliza el fresado. Sin embargo, también conlleva efectos de *ploughing*, que son muy perjudiciales para la calidad superficial. Se ha demostrado que este efecto es un caso de amortiguación del proceso relacionado con el cambio de dirección de corte. Por consiguiente, deberían considerarse estrategias de fresado sin cambios bruscos en la dirección de corte, ya que podrían evitar el *ploughing*.



## ***CAPÍTULO IV***

---





## CAPÍTULO IV: ESTUDIO EXPERIMENTAL DE LA GEOMETRÍA DE PIEZA

### 1 Introducción

En el presente capítulo se presenta el estudio experimental que analiza la viabilidad del fresado de pieles aeronáuticas en utillajes flexibles, en términos de fuerzas de corte y espesor final alcanzado, y evalúa cómo influyen en las mismas distintas geometrías de pieza y distancia a los puntos de apoyo.

Así, el presente capítulo complementa el análisis de vibraciones y rugosidad del capítulo III, y al igual que él emula un caso industrial real, realizando para ello un experimento con la misma configuración que la del capítulo III, aunque ensayando distintas geometrías de pieza y centrándose en la fuerza de corte y espesor final. Para ello, del mismo modo que en el capítulo III, se han realizado una serie de ensayos de fresado de cajeras en placas delgadas de aluminio colocadas en suspensión, simplemente sujetas solo en sus esquinas, esto es, sin apoyo en la dirección axial de la fresa, como sucede con las pieles aeronáuticas en los UHF. Se busca así evaluar la estabilidad conseguida con estos utillajes.

Para ello, se ha estudiado el efecto del arranque de material en los parámetros modales; se ha estudiado, por medio de análisis de varianza, el efecto de distintas geometrías de pieza en las fuerzas de corte y en el espesor final de la pieza; y se ha estudiado también el efecto de la posición de la herramienta en el espesor final. Además, se ha elaborado un modelo de la fuerza de corte que toma en consideración las condiciones de fresado, la geometría inicial de la pieza, la distancia a los puntos de sujeción y la posición de la herramienta a lo largo de la trayectoria de corte.

El trabajo que se describe en este capítulo ha sido publicado en [Casuso, 2022a] y en [Casuso, 2020a].

### 2 Materiales ensayados

#### 2.1 Descripción de las placas

Se han ensayado varias placas delgadas de diferentes espesores y áreas. Los rangos dimensionales (rangos de espesor y área) de las piezas ensayadas se enumeran en Tabla IV-1. A cada área le corresponde una distribución determinada de los apoyos, por lo que hay una distancia  $d$  entre puntos de apoyo fijada para cada área de pieza. Dado que se han ensayado tres espesores y tres

áreas de pieza diferentes, en total se han ensayado nueve tipos de pieza distintos. Además, ya que se han ensayado tres piezas de cada tipo, en total se han realizado 27 ensayos.

*Tabla IV-1. Rangos dimensionales de las placas delgadas ensayadas.*

<b>Espesor de pieza (<math>h</math>)</b>	2,03 – 3,18 – 4,83 mm
<b>Área de pieza</b>	85x85 – 155x155 – 225x225 mm <sup>2</sup>
<b>Distancia entre los puntos de apoyo (<math>d</math>)</b>	69 – 139 – 209 mm

El fresado se ha realizado con la pieza en suspensión, esto es, con cada pieza soportada localmente por solo cuatro puntos, que son tornillos situados en sus esquinas, atornillados a un bloque rígido intermedio que mantiene la estabilidad del proceso. La pieza de mayor superficie tiene una distancia entre los centros de los puntos de sujeción  $d$  de 209 mm, que corresponde a una distancia habitual entre copas de vacío en los UHF. Por su parte, la placa delgada de 85 x 85 mm<sup>2</sup> y 2,03 mm de espesor es muy similar a las muestras analizadas por Del Sol et al. [Del Sol, 2019b] y Rubio-Mateos et al. [Rubio-Mateos, 2021]. En el caso más extremo, la relación entre el espesor final que alcanza la placa tras el mecanizado y el lado de la pieza es inferior a 0,6%. El par de apriete de cada tornillo es de 5 Nm.



*Figura IV-1. Ejemplo de tres piezas ensayadas, cada una con un área distinta.*

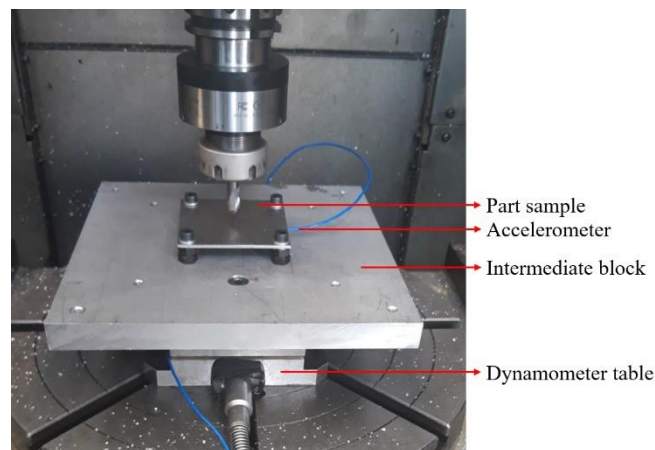
## 2.2 Material de las placas: 2024-T3

El material de las placas es la aleación de aluminio 2024-T3, mismo material que el empleado en los ensayos descritos en el capítulo III, y por tanto, descrito en el apartado 2.2 de ese capítulo.

### 2.3 Configuración de las piezas en los ensayos

Las placas han sido fresadas de manera muy parecida a la descrita en el apartado 2.3 del capítulo III, y que busca ser una extrapolación del fresado de una piel aeronáutica soportada localmente por cuatro copas de vacío, como sucede en los UHF.

Antes de cualquier operación de mecanizado, cada placa ha sido taladrada en sus esquinas para hacer agujeros de 7 mm con el fin de atornillarla a un bloque rígido intermedio que mantiene la estabilidad del proceso. Cada placa se fresó elevada, esto es, siendo los tornillos su único soporte y sujeción durante todo el proceso de mecanizado, por lo que lo que la rigidez en la dirección axial de la fresa es muy reducida.



*Figura IV-2. Configuración experimental de un ensayo, con una pieza de  $85 \times 85 \times 2.03 \text{ mm}^3$  simplemente sujeta por cuatro tornillos en sus esquinas, lista para ser fresada sobre una mesa dinamométrica, con un acelerómetro colocado debajo.*

## 3 Diseño general de experimento

El estudio se ha realizado en dos etapas. La primera etapa consiste en unos ensayos preliminares cuyo objetivo es determinar las condiciones óptimas de fresado a emplear en la segunda etapa, mediante el cálculo del diagrama de lóbulos de estabilidad que ha de mostrar las condiciones de fresado más estables. La segunda etapa consiste en un experimento factorial completo compuesto por una serie de ensayos que emplean estas condiciones de fresado óptimas y persiguen elaborar el modelo predictivo de la fuerza de corte para las pieles aeronáuticas, así como el análisis de la distribución del error de espesor final. El resumen de las etapas, así como el apartado del presente capítulo donde se describen, se presenta en la Tabla IV-2.

Tabla IV-2. Etapas del experimento.

Etapa	Primera etapa	Segunda etapa
Tarea	Ensayos preliminares	Ensayos de fresado
Propósito	Determinar condiciones óptimas de fresado	Elaborar modelo de fuerza Analizar error de espesor
Instrumentos empleados	Acelerómetro Martillo dinamométrico Mesa dinamométrica	Mesa dinamométrica Medidor de espesor
Señales medidas	Fuerza de corte FRF	Fuerza de corte FRF Espesor final
Apartado del capítulo IV	Apartado 5	Apartado 6

## 4 Equipamiento experimental

### 4.1 Operación de fresado

El equipamiento necesario para realizar el fresado comprende un centro de mecanizado y varias herramientas de corte del mismo tipo.

#### 4.1.1 Centro de mecanizado

El fresado de las placas se realizó en un centro de mecanizado de control numérico de 5 ejes Ibarria ZV 25U600 EXTREME, ya descrito en el apartado 4.1.1 del capítulo III.

#### 4.1.2 Herramienta de corte

El tipo de herramienta de corte empleada es la fresa frontal tórica de dos filos Kendu uniKENAL 4400.60, de 10 mm de diámetro y colocada con un voladizo de 32 mm, ya descrita en el apartado 4.1.2 del capítulo III. Cada placa se fresó con una herramienta nueva, a fin de que el eventual desgaste no afectase a los resultados y las placas fuesen comparables entre sí [Guzeev, 2011]. Del mismo modo, se emplearon fresas nuevas para el cálculo de los coeficientes de corte.

### 4.2 Monitorización de la fuerza del proceso y análisis modal experimental

El equipamiento necesario para registrar la señal de fuerza durante el proceso de fresado y realizar el análisis modal comprende un acelerómetro, un martillo dinamométrico, una mesa dinamométrica y un registrador de señales.

Tanto las fuerzas como los espesores finales se miden en el centro de cada recorrido recto de corte. Se considera que es la zona más estable y

representativa de la operación de fresado, evitando así el cambio de dirección de corte que se produce al principio y al final de cada recorrido de corte, donde dos filos de la fresa entran en contacto simultáneamente con la pieza y que, tal y como se ha visto en el capítulo III, puede dar lugar a fenómenos adversos como el *ploughing*.

Además, sólo se consideran las trayectorias de corte perpendiculares a la dirección de laminación, con el fin de neutralizar el eventual efecto que la laminación pudiera tener en el proceso de corte.

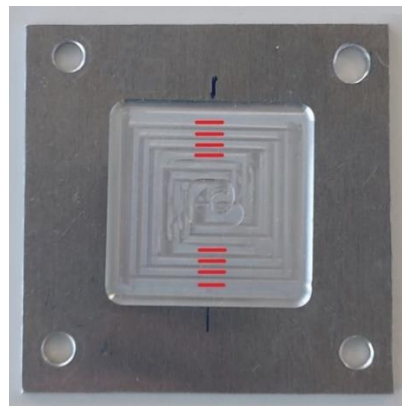


Figura IV-3. Placa ya fresada mostrando los lugares en los que se considera la fuerza de corte y se mide el espesor.

#### 4.2.1 Acelerómetro

El acelerómetro empleado para medir la FRF de la pieza en el test de impacto es un PCB cúbico uniaxial modelo 352A21 con un rango de medición de 1 a 10000 Hz y una sensibilidad de 1,041 mV/(m/s<sup>2</sup>). Su masa es de 0,6 gramos. El acelerómetro se coloca debajo de la pieza, en su centro, ya que es el punto donde la rigidez de la pieza es menor [Campa, 2007b]. Este mismo acelerómetro se ha empleado también para obtener la FRF de la herramienta de corte.

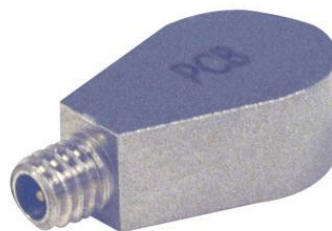


Figura IV-4. Modelo de acelerómetro empleado

#### 4.2.2 Martillo dinamométrico

El martillo dinamométrico para realizar los tests de impacto para la obtención de las FRF es un PCB modelo 086C03, ya descrito en el apartado 4.2.2 del capítulo III.

#### 4.2.3 Mesa dinamométrica

La mesa dinamométrica Kistler modelo 9257B ha sido empleada para registrar las tres componentes espaciales de la fuerza del proceso de corte durante los ensayos. Su rango de medida es de -5 a 10 kN en las tres direcciones espaciales.



*Figura IV-5. Mesa dinamométrica empleada.*

#### 4.2.4 Registrador de señales

Las FRF y la señal de fuerza se registran en el OR35 analyzer/recorder, con el software NVGATE (OROS), ya descrito en el apartado 4.2.3 del capítulo III.

### 4.3 Medición del espesor final

El grosor de las piezas finales se ha medido con un medidor de espesor ultrasónico.

#### 4.3.1 Medidor de espesor

El medidor de espesor empleado es el Olympus Panametrics-NDT 35DL. Se trata de una sonda ultrasónica, a la que se le acopla un palpador, en este caso del modelo M208, y que tiene una precisión de  $\pm 10 \mu\text{m}$ . Los espesores finales se miden en el centro de los recorridos rectilíneos de corte que son perpendiculares a la dirección de laminación (Figura IV-3). Durante las mediciones se ha empleado glicerina como líquido acoplante, con base en las recomendaciones del fabricante del equipo.



Figura IV-6. Medidor de espesor y palpador utilizados.



## 5 Condiciones óptimas de corte

### 5.1 Ejecución de los experimentos

Esta etapa tiene como objetivo determinar las condiciones óptimas de fresado, incluyendo la estrategia de fresado y los parámetros de corte. En cuanto a la estrategia de fresado, la trayectoria helicoidal hacia fuera es la óptima en relación con el tiempo de proceso, la rugosidad final y la precisión del espesor [Del Sol, 2017], y es además la empleada en el experimento del capítulo III.

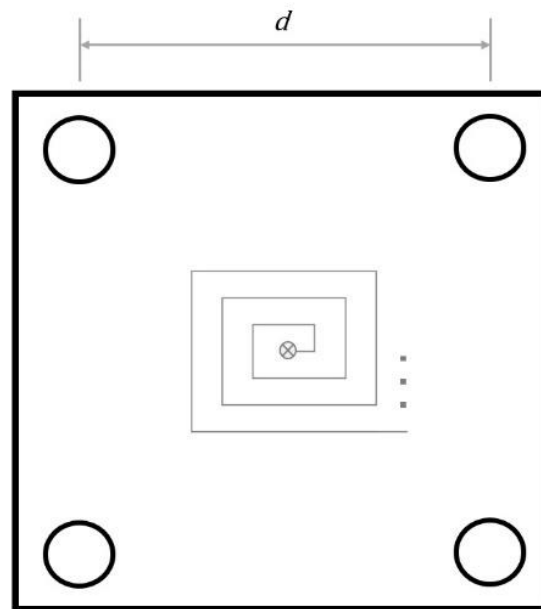


Figura IV-7. Esquema de la trayectoria de corte seguida.

Las trayectorias de la herramienta correspondientes a las piezas de mayor superficie comprenden un mayor número de recorridos rectilíneos de corte (33 recorridos en piezas de  $d=69$  mm, 85 recorridos en piezas de  $d=139$  mm y 145 recorridos en piezas de  $d=209$  mm).

En cuanto a los parámetros de corte, se hace necesario obtener el SLD, ya que muestra la combinación de velocidad del husillo e inmersión axial de la herramienta en la pieza que conduce a un fresado estable. El SLD se calcula a partir de los coeficientes de corte y de la FRF [Oleaga, 2018].

No obstante, hay dos fenómenos que afectan a los lóbulos de estabilidad, y que ya han sido mencionados. Por un lado, los lóbulos de estabilidad de las piezas varían durante el fresado debido a la reducción de masa y rigidez provocada como consecuencia de la eliminación de material, que es relativamente alta [Yue, 2019]. Por otro lado, ya que las geometrías de los distintos tipos de pieza difieren, sus SLD son también distintos. Por estos motivos, las condiciones óptimas de

corte varían tanto de un tipo de pieza a otra, como en una misma pieza a lo largo del fresado.

Sin embargo, diferentes velocidades del husillo podrían tener diferentes efectos térmicos sobre el mismo, y por tanto sobre el espesor final alcanzado [Chen, 2003], por lo que para neutralizar este efecto se ha decidido mantener constantes tanto la inmersión axial de la herramienta como la velocidad del husillo en todos los ensayos, garantizando la máxima estabilidad al inicio del fresado para la pieza de área  $85 \times 85 \text{ mm}^2$  y 2,03 mm de espesor. Así, se selecciona una inmersión axial nominal de 0,6 mm, y la velocidad del husillo sería la más estable para esa condición según el SLD.

En el fresado de pieles aeronáuticas, dado que la rigidez de la pieza en toda la dirección del espesor es menor que la rigidez de la herramienta, la vibración está dominada principalmente por las propiedades y modos dinámicos de la piel [Wu, 2021]. En consecuencia, el SLD se calcula considerando tanto la FRF de la herramienta como la FRF de la pieza en la dirección del espesor [Arnaud, 2011].



Figura IV-8. Test de impacto en la herramienta.

Las fresas de punta tórica, como la herramienta empleada, tienen un ángulo de avance variable de  $0^\circ$  a  $90^\circ$ . Para el caso de la fresa empleada en el presente estudio, estos valores corresponderían a 0 y 2,5 mm de profundidad axial de corte, respectivamente. Esta no linealidad ya ha sido mencionada en el apartado 6.1 del capítulo III, y por tanto en el presente caso será resuelta del igual modo. Así, Altintas proponía simplificarla tomando un valor medio constante de  $45^\circ$

[Altintas, 2001], pero en el presente caso se tomará de  $20^\circ$ , ya que éste es el que corresponde a una inmersión axial de 0,6 mm [Rubio-Mateos, 2020a].

Los coeficientes de corte se obtienen realizando ensayos de ranurado en un bloque rígido del mismo material que las placas con tres inmersiones axiales y avances por filo distintas, a una velocidad de giro del husillo de 16000 rpm, cercana a la que posteriormente se empleará.

Tabla IV-3. Coeficientes de corte obtenidos experimentalmente a 16000 rpm.

$K_{tc}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$K_{rc}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$K_{ac}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$K_{te}$ (N/mm)	$K_{re}$ (N/mm)	$K_{ae}$ (N/mm)
1849,26	238,51	-170,82	22,614	19,881	-14,946

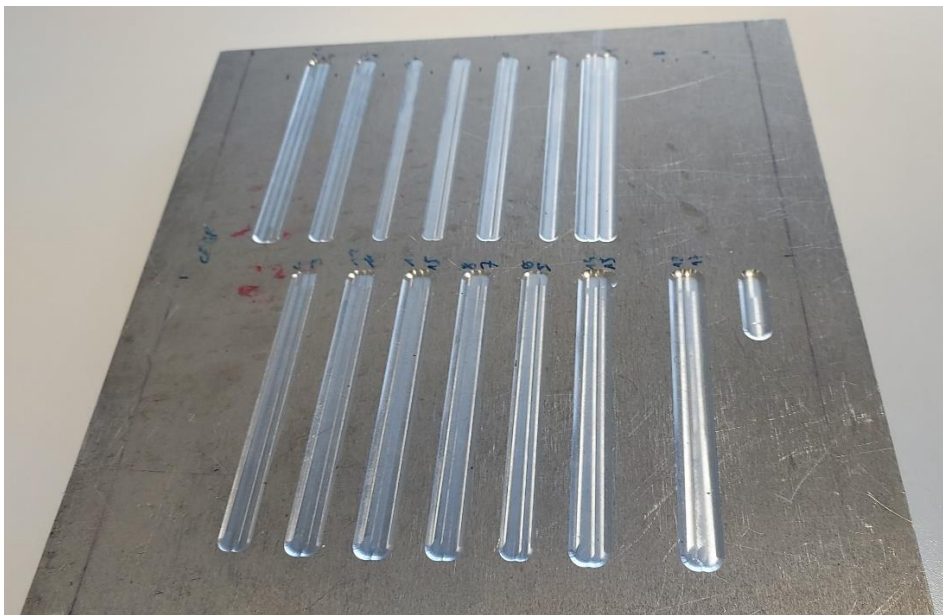


Figura IV-9. Ensayos de ranurado para obtener los coeficientes de corte.

## 5.2 Análisis de resultados

El SLD calculado se muestra en la Figura IV-10. Por debajo de la línea de lóbulos el fresado se considera estable. Así, la velocidad óptima del husillo para una inmersión axial de la herramienta de 0,6 mm es de 13700 rpm. El avance por filo  $f_z$  se fija en 0,1 mm/filo.

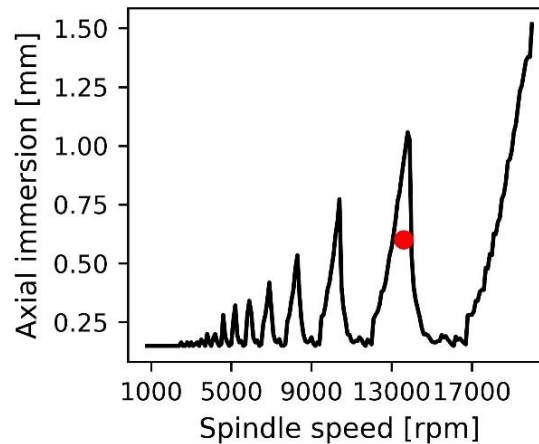


Figura IV-10. SLD de una pieza de dimensiones 85x85x2,03 mm<sup>3</sup>, y el punto de operación seleccionado.

## 6 Influencia de la geometría de pieza y modelo de fuerza

### 6.1 Ejecución de los experimentos

Las condiciones óptimas de fresado calculadas en la primera etapa figuran en la Tabla IV-4. La frecuencia de giro de la herramienta resultante es de 228,3 Hz y la frecuencia de golpeo de filo es de 456,6 Hz. Como las mismas condiciones de fresado se emplean para todas las piezas, éstas solo difieren en su geometría.

Tabla IV-4. Condiciones de fresado.

<b>Inmersión axial (<math>a_p</math>)</b>	0,6 mm
<b>Inmersión radial (<math>a_e</math>)</b>	50%
<b>Velocidad de giro</b>	13700 rpm
<b>Avance por filo (<math>f_z</math>)</b>	0,1 mm

Estas condiciones se emplean para un fresado de cajeadado en seco siguiendo una trayectoria de herramienta helicoidal hacia fuera en cada pieza.

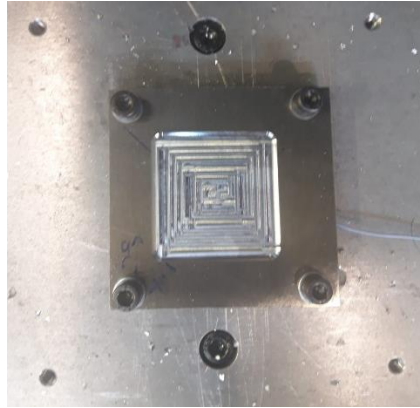


Figura IV-11. Placa de área  $85 \times 85 \text{ mm}^2$  ya fresada.

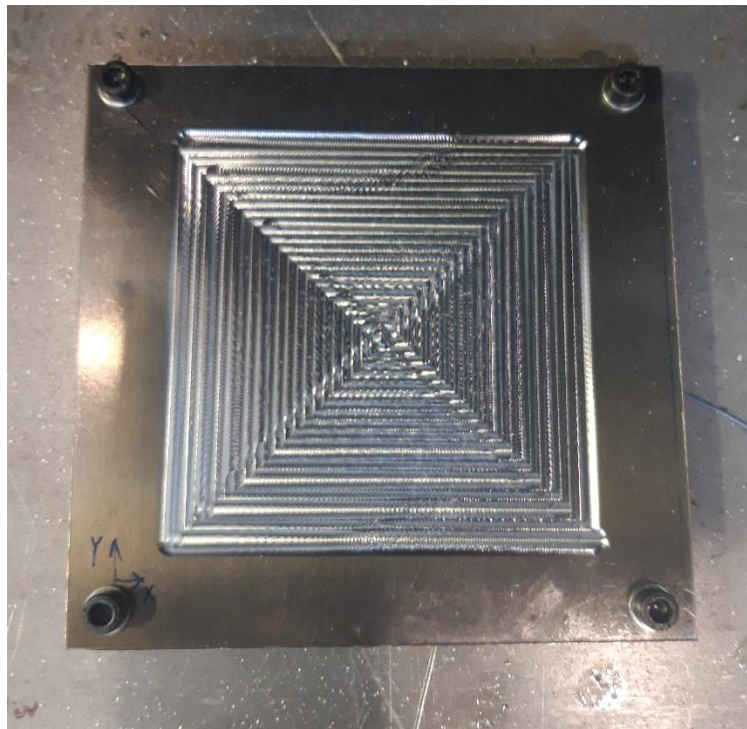


Figura IV-12. Placa de área  $155 \times 155 \text{ mm}^2$  ya fresada.



*Figura IV-13. Placa de área 225x225 mm<sup>2</sup> ya fresada.*

Se ha seguido un diseño experimental factorial completo centrado en la geometría de pieza, ensayando dos parámetros con tres niveles en cada uno.

*Tabla IV-5. Diseño del experimento.*

<b>Parámetro</b>	<b>Nivel 1</b>	<b>Nivel 2</b>	<b>Nivel 3</b>
Espesor ( $h$ )	2,03 mm	3,18 mm	4,83 mm
Distancia entre puntos de apoyo ( $d$ )	69 mm	139 mm	209 mm

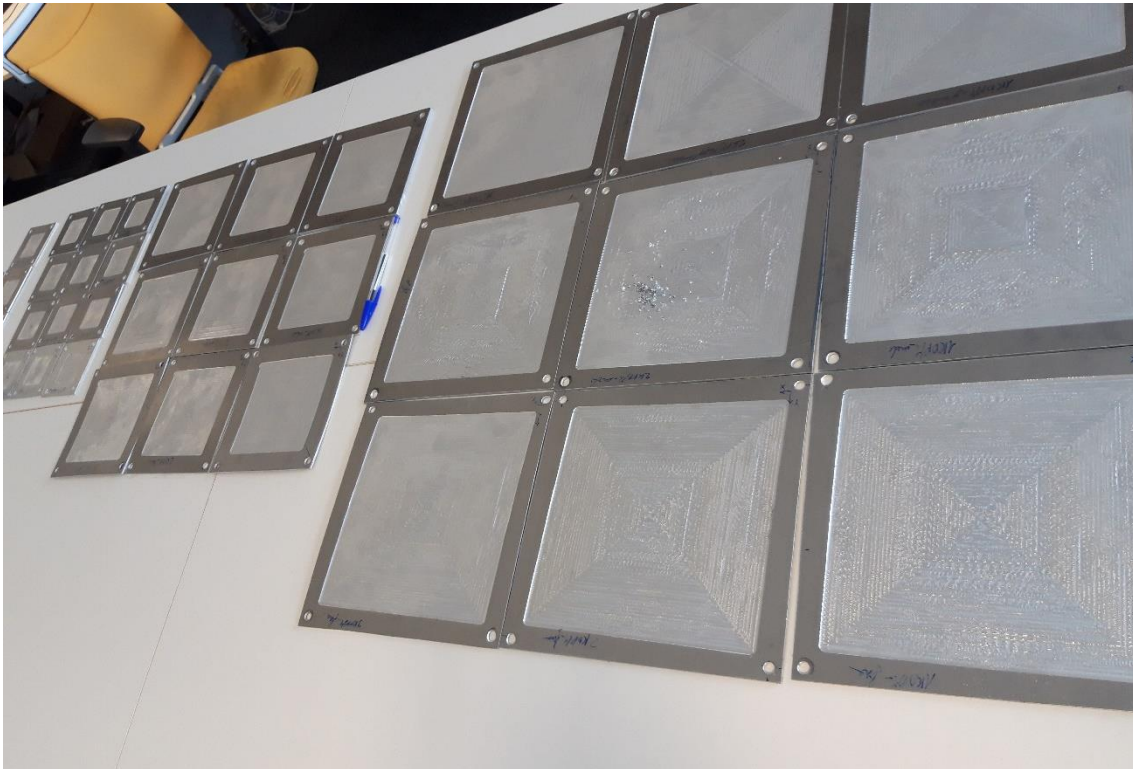


Figura IV-14. Las veintisiete piezas fresadas.

## 6.2 Análisis de resultados

### 6.2.1 Efecto de la pérdida de material en las frecuencias naturales

Es conocido que el fresado provoca una reducción de la masa y la rigidez de las piezas. En general, esto conduce a un consiguiente cambio en las frecuencias naturales de las piezas [Shi, 2017], que usualmente suele ser una disminución [Seguy, 2008a]. Esto significa que, con respecto a la evolución de la frecuencia natural, la reducción de la rigidez como consecuencia del fresado prevalece sobre la reducción de la masa. En la Figura IV-15 se muestra la evolución de la primera frecuencia natural de cada pieza, antes y después del fresado. Cabe destacar que la primera frecuencia natural de las piezas cuya distancia entre puntos de fijación es  $d=209$  mm y  $h=3,18$  mm está muy próxima a la frecuencia de giro de la herramienta (228,3 Hz).

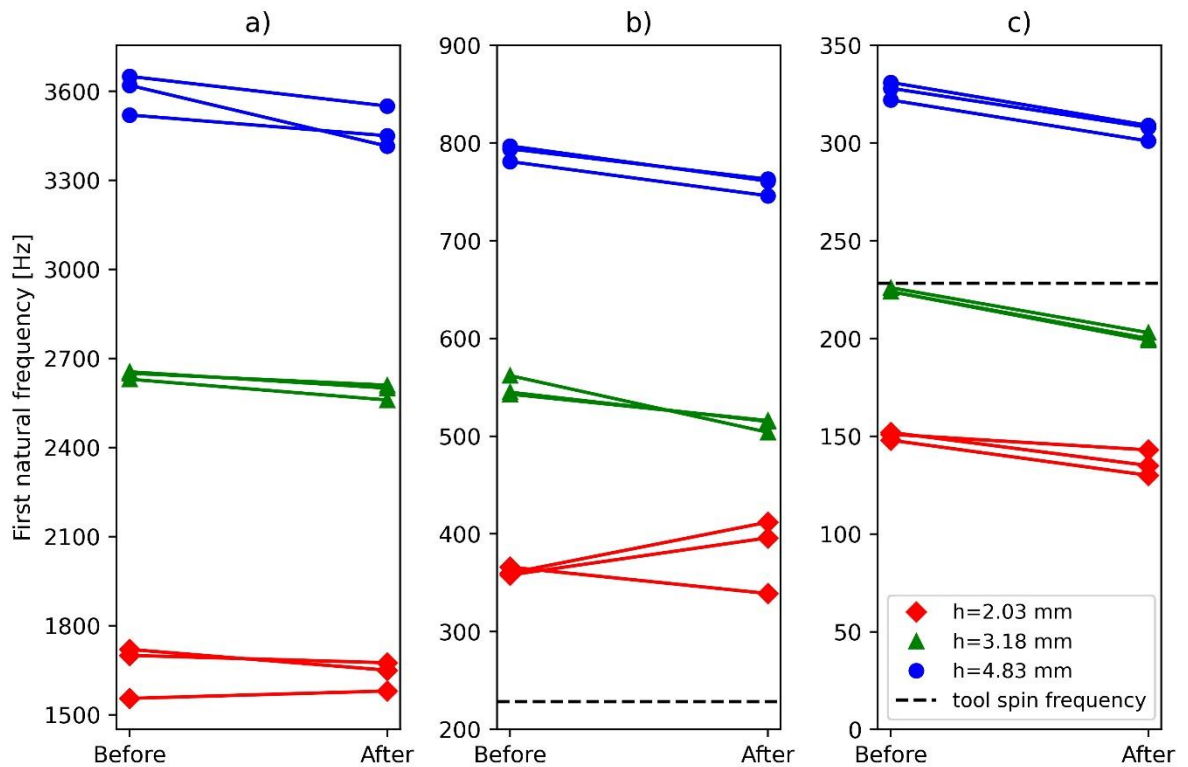


Figura IV-15. Primera frecuencia natural de cada pieza antes y después del fresado. a)  $d=69$  mm. b)  $d=139$  mm. c)  $d=209$  mm.

## 6.2.2 Efecto de la geometría de pieza en el espesor final

Para analizar el efecto de la geometría inicial de la pieza y de la configuración experimental (espesor inicial  $h$  y distancia entre puntos de apoyo  $d$ ) sobre el error medio del espesor final, se realiza un análisis de varianza (ANOVA). Se trata de una técnica bien conocida y ampliamente empleada en estudios similares de piezas delgadas, aunque aún se ha empleado poco para estudiar el efecto de la geometría. Hasta ahora, el análisis se ha centrado en los parámetros de corte [Rubio-Mateos, 2020a], [Bolar, 2021] o en la geometría de la herramienta [Bolar, 2018]. Un estudio más reciente ha abordado también la influencia del espesor de la placa, aunque estudiando el rango de espesor de 4 mm a 8 mm, y con una configuración experimental sustancialmente distinta, con la placa en voladizo [Cieciela, 2022].

El error de espesor final se define como la desviación del espesor final real con respecto del espesor final nominal perseguido. El error medio de espesor final se calcula como el promedio de los errores de espesor final en cada recorrido de corte.

La suposición de que los datos están distribuidos normalmente se comprueba mediante el test de Shapiro-Wilk, y la suposición de homogeneidad de la



varianza se comprueba mediante el test de Levene. Se establece un intervalo de confianza del 95% ( $\alpha=0,05$ ). Los resultados de estas pruebas estadísticas pueden observarse en Tabla IV-6. Como sus valores p son superiores a  $\alpha$ , los datos son adecuados para un ANOVA.

Tabla IV-6. Idoneidad de los datos de espesor real para ANOVA.

Asunción	Parámetro	Valor
Distribución normal	SW	0,953
	p-value	0,275
Homogeneidad de la varianza	Levene	0,431
	p-value	0,886

Con el fin de determinar los factores que afectan al error de espesor final, se realiza un ANOVA. La hipótesis nula es que los factores o su combinación no influyen en el espesor final alcanzado. Como se muestra en Tabla IV-7, se puede afirmar con un 90% de confianza que la hipótesis nula es falsa y que todos los factores afectan al error de espesor final.

Tabla IV-7. ANOVA del error de espesor.

Factor	Parámetro	Valor
<i>h</i>	F-value	<b>3,634</b>
	p-value	<b>0,0485</b>
<i>d</i>	F-value	<b>33,898</b>
	p-value	<b>&lt;0,001</b>
<i>h-d</i>	F-value	<b>4,68</b>
	p-value	<b>0,01</b>

Como se puede observar en la Figura IV-16, los espesores iniciales bajos conllevan una mayor variabilidad en los errores, y a medida que aumenta la distancia entre los puntos de fijación, el error medio del espesor también aumenta, casi linealmente. Este aumento del error medio de espesor está relacionado no sólo con la menor rigidez que suponen las mayores distancias entre puntos de fijación, sino también con el mayor tiempo de operación de fresado, que podría conducir a una mayor expansión térmica del husillo. Este es un parámetro que influye en el aumento del error medio de espesor final [Del Sol, 2019b].

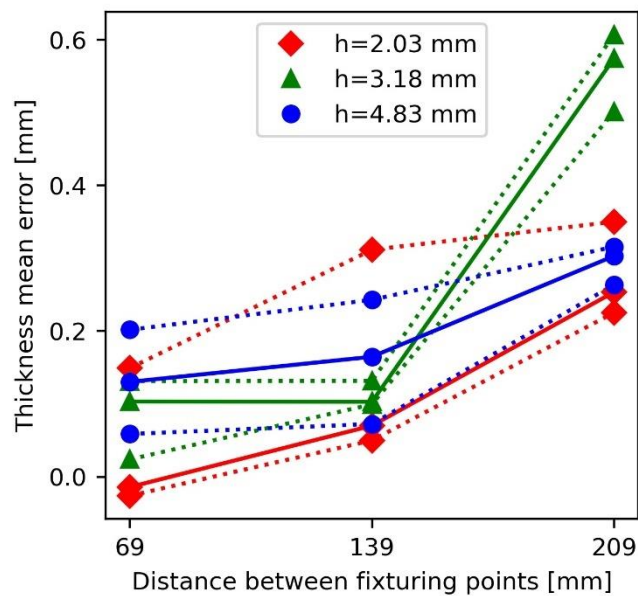


Figura IV-16. Efecto que en el error medio del espesor tienen el espesor inicial de pieza y la distancia entre puntos de apoyo.

Las piezas cuya geometría es  $h=3,18$  mm y  $d=209$  mm presentan un error medio final notablemente superior, ya que su primera frecuencia natural coincide con la frecuencia de giro de la herramienta. Sin embargo, como se muestra en la Figura IV-17, su error medio de espesor correspondiente sólo a los primeros 33 recorridos de corte rectilíneos de la trayectoria de la herramienta no es tan elevado. La razón podría ser que al principio del fresado la primera frecuencia natural de esta pieza todavía difiere de la frecuencia de giro de la herramienta. Por el contrario, el resto de las piezas presentan un error medio de espesor correspondiente a estos recorridos de corte iniciales muy similar al correspondiente a toda la trayectoria de la herramienta. Esto significa que la posición de la herramienta no afecta significativamente al error de espesor. Sin embargo, se realiza un análisis más profundo respecto a la posición de la herramienta y su efecto en el error de espesor.

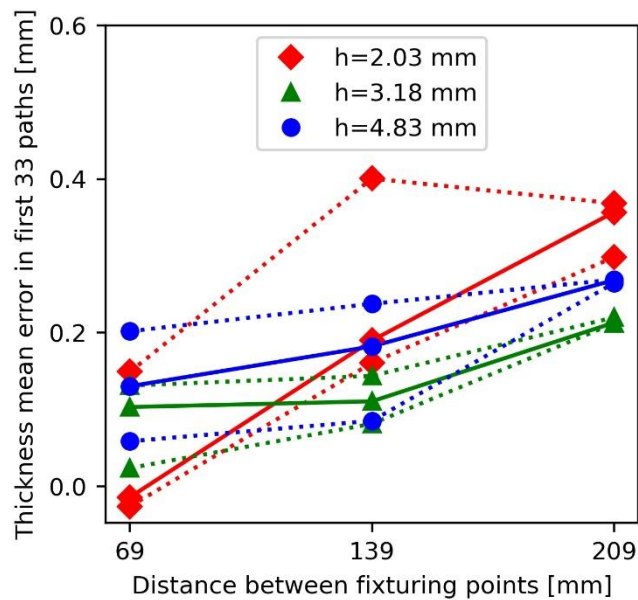


Figura IV-17. Efecto que en el error medio del espesor tienen el espesor inicial de pieza y la distancia entre puntos de apoyo considerando solo los primeros 33 recorridos de corte.

### 6.2.3 Efecto de la posición de la herramienta en el espesor final

Las Figuras IV-18, IV-19 y IV-20 siguientes muestran el efecto que la posición de la herramienta a lo largo de la trayectoria de corte provoca en el error de espesor. En general, todas las piezas presentan un mayor error en el centro, debido al taladrado inicial con que se inicia el fresado, así como a la menor rigidez en este punto [Campa, 2007b].

No obstante, el error de espesor es constante en el resto de recorridos, por lo que podría compensarse antes del fresado seleccionando los parámetros de corte adecuados. Una excepción importante es la pieza cuya distancia entre apoyos es  $d=209$  mm (Figura IV-20), en particular el caso del espesor  $h=3,18$  mm. Éste es el caso mencionado en el que la primera frecuencia natural de la pieza coincide con la frecuencia de giro de la herramienta. Provoca un error de espesor extremadamente alto y muy variable, lo que dificulta enormemente su compensación. El patrón de error de espesor que presenta este caso puede estar relacionado con el paso alternativo de la herramienta de fresado por nodos y antinodos, que afecta a la respuesta modal de la pieza [Thevenot, 2006].

Esto indica que la posición de la herramienta debe tenerse en cuenta cuando se espera una excitación de los modos con el fin de reducir el error de espesor, pero que no es un parámetro clave en relación con el error de espesor en los demás casos.

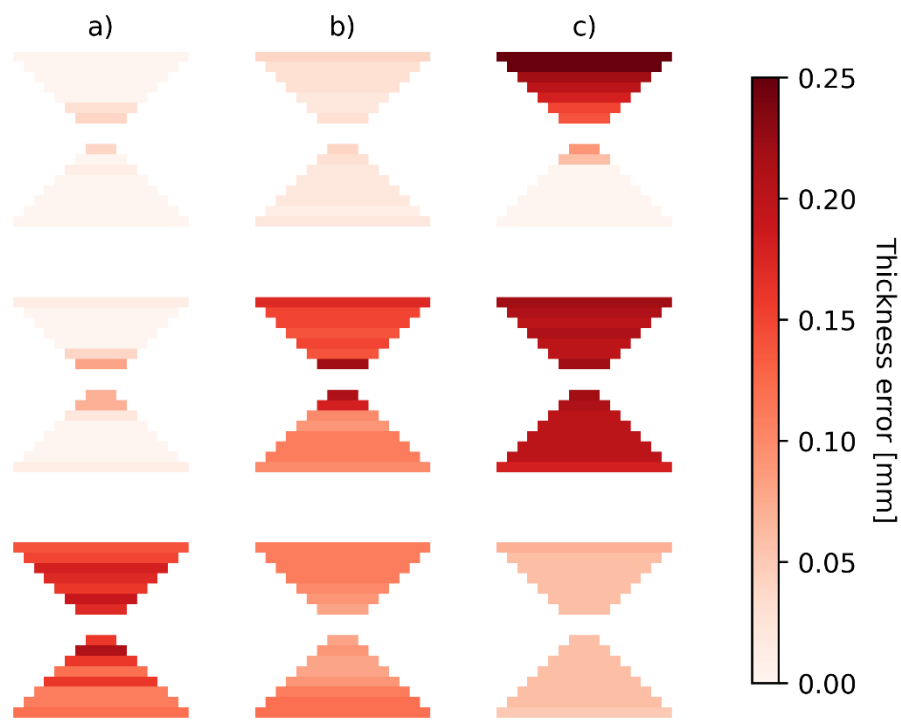


Figura IV-18. Error de espesor en cada recorrido de corte para piezas cuya distancia entre puntos de fijación es  $d=69$  mm. a)  $h=2,03$  mm. b)  $h=3,18$  mm. c)  $h=4,83$  mm.

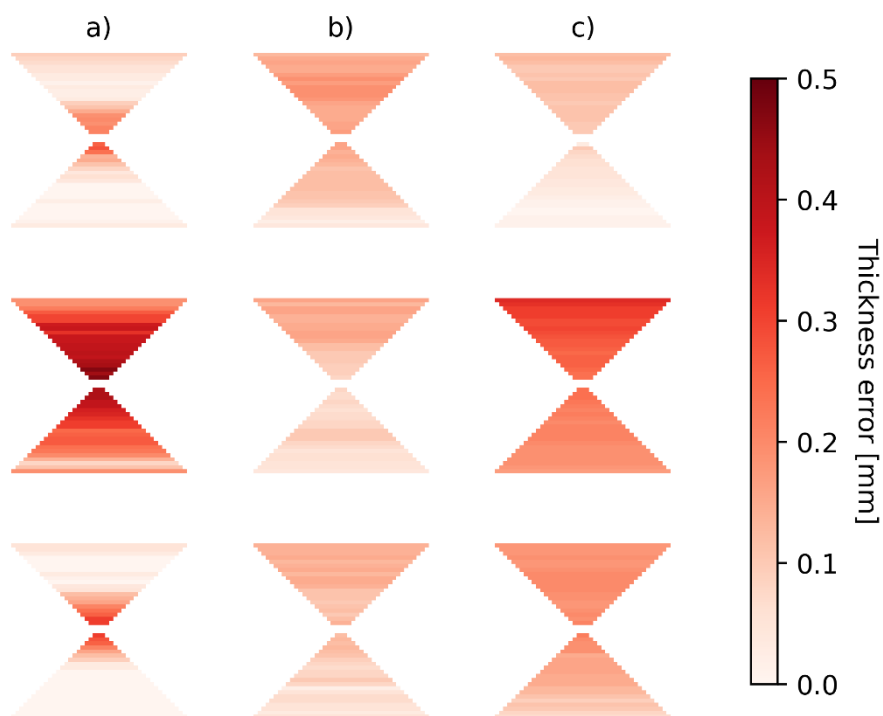


Figura IV-19. Error de espesor en cada trayectoria de corte para piezas cuya distancia entre puntos de fijación es  $d=139$  mm. a)  $h=2,03$  mm. b)  $h=3,18$  mm. c)  $h=4,83$  mm.

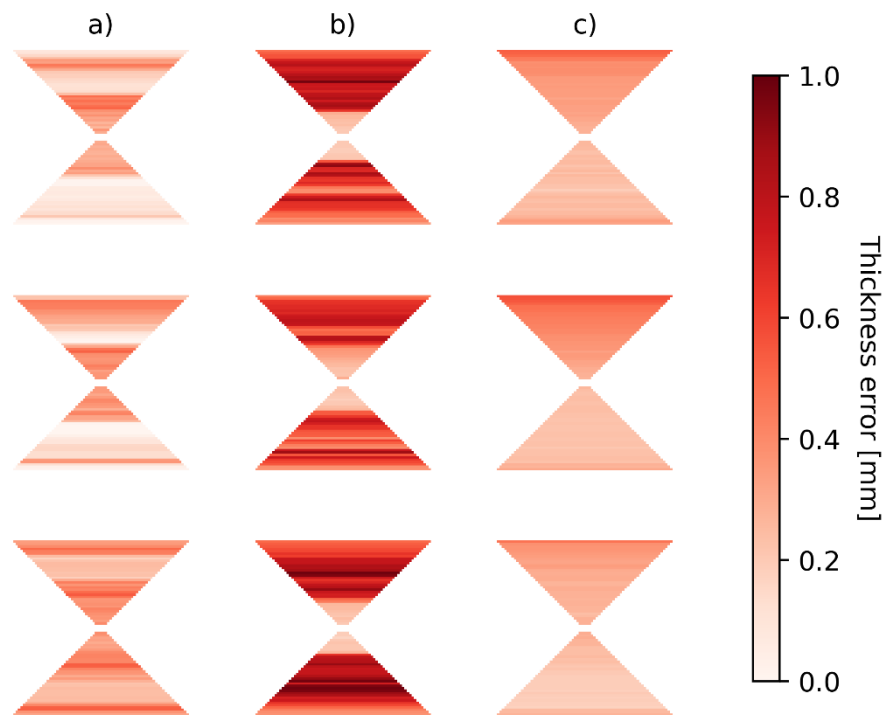


Figura IV-20. Error de espesor en cada trayectoria de corte para piezas cuya distancia entre puntos de fijación es  $d=209$  mm. a)  $h=2,03$  mm. b)  $h=3,18$  mm. c)  $h=4,83$  mm.

#### 6.2.4 Efecto de la geometría de pieza en las fuerzas de corte

Para analizar el efecto de la geometría inicial de la pieza y de la configuración experimental (espesor inicial  $h$  y distancia entre puntos de apoyo  $d$ ) sobre la fuerza del proceso de fresado, se realiza un ANOVA.

La suposición de que los datos están distribuidos normalmente se comprueba mediante el test de Shaphiro-Wilk, y la suposición de homogeneidad de la varianza se comprueba mediante el test de Levene. Se establece un intervalo de confianza del 95% ( $\alpha=0,05$ ). Los resultados de estas pruebas estadísticas pueden observarse en Tabla IV-8. Como sus valores p son superiores a  $\alpha$ , los datos son adecuados para un ANOVA.

Tabla IV-8. Idoneidad de los datos de fuerza para ANOVA.

Asunción	Parámetro	Valor
Distribución normal	SW	0,962
	p-value	0,422
Homogeneidad de la varianza	Levene	0,762
	p-value	0,64

El ANOVA determina los factores que afectan a la fuerza del proceso. La hipótesis nula es que los factores o su combinación no influyen en la fuerza del

proceso. Como se muestra en Tabla IV-9 se puede afirmar con un 90% de confianza que la distancia entre los puntos de fijación  $d$  es el principal parámetro que afecta a la fuerza del proceso; así como su combinación con el espesor inicial de la pieza, factor éste que puede considerarse relacionado con el volumen o la masa de la pieza.

Tabla IV-9. ANOVA de la fuerza de corte.

Factor	Parámetro	Valor
$h$	F-value	0,389
	p-value	0,684
$d$	F-value	<b>8,806</b>
	p-value	<b>0,002</b>
$h-d$	F-value	<b>2,496</b>
	p-value	<b>0,082</b>

Como puede observarse en la Figura IV-21, la media y el rango de las fuerzas del proceso de corte varían en función del espesor y de la distancia entre los puntos de sujeción, por lo que deben tenerse en cuenta ambos aspectos para conseguir fuerzas menores y un fresado más estable.

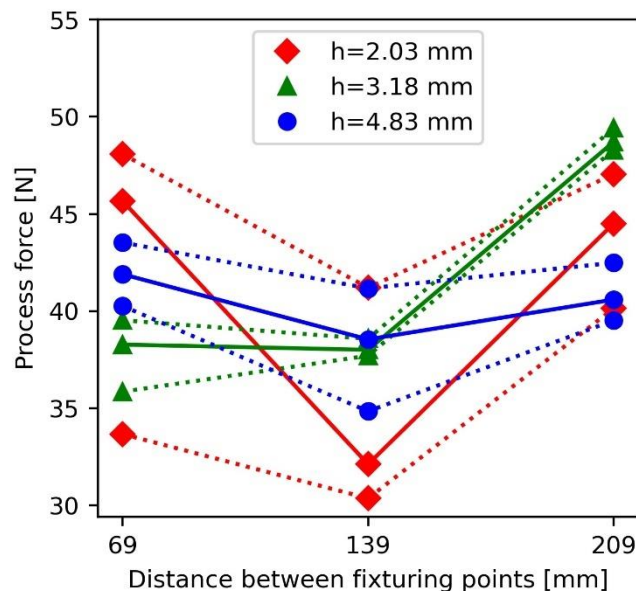


Figura IV-21. Efecto que el espesor inicial y la distancia entre puntos de apoyo tienen en la fuerza media de corte.

### 6.2.5 Modelo de fuerza de corte

Se sigue un enfoque empírico para proporcionar un modelo de fuerza adecuado capaz de relacionar las fuerzas del proceso de corte con los parámetros de fresado y la geometría de las piezas. Los modelos empíricos típicos solo suelen considerar parámetros de corte y las dimensiones y desgaste de la herramienta [Duan, 2021], pero la necesidad de considerar también la posición de la herramienta y la geometría de la pieza ya ha sido apuntada para piezas delgadas [Fei, 2020], [Del Sol, 2019a]. Por otra parte, en el presente caso el eventual desgaste de la herramienta puede considerarse nulo, al haberse empleado una nueva herramienta para cada ensayo.

Los parámetros de fresado se agrupan en torno a la tasa de eliminación de material (*material removal rate [MRR]*), como se muestra en la ecuación (7), donde  $S$  es la velocidad del husillo,  $a_p$  es la inmersión axial de la herramienta,  $a_r$  es la inmersión radial,  $Z$  es el número de filos o dientes de la herramienta y  $f_z$  es el avance por filo.

$$MRR = Z \cdot f_z \cdot a_p \cdot a_r \cdot S \quad (7)$$

Los datos se han dividido aleatoriamente y el 85% de los datos se han empleado como datos de entrenamiento para desarrollar el modelo, y el 15% como datos de prueba. El modelo desarrollado es una regresión lineal que permite predecir el módulo de la fuerza resultante del proceso de corte en cada punto de la trayectoria de la herramienta, teniendo en cuenta no sólo los parámetros de fresado sino también la posición de la herramienta y la pérdida de material. En el modelo, MRR se expresa en mm<sup>3</sup>/min.  $D_{near}$  es la relación, expresada en fracción propia, de la distancia del punto considerado de la trayectoria de la herramienta al punto de sujeción más cercano con respecto a la distancia del centro de la pieza.  $V_{rem}$  es la relación, expresada en fracción propia, del volumen remanente de la pieza en el punto considerado de la trayectoria de la herramienta con respecto al volumen inicial de la pieza. El modelo es válido para el intervalo en que  $V_{rem} > 0,8$  y  $D_{near} > 0,7$ , que es aquél en que se han realizado las pruebas.

$$\hat{F} = -562.69 - 0.00625 \cdot MRR + 576.4 \cdot V_{rem} + 789.4 \cdot D_{near} + 14.58 \cdot h + 0.0028 \cdot d^2 - 0.009 \cdot MRR \cdot D_{near} + 0.0162 \cdot MRR \cdot V_{rem} - 5 \cdot 10^{-5} \cdot MRR \cdot h + 1.66 \cdot 10^{-9} \cdot MRR \cdot d^2 - 780 \cdot V_{rem} \cdot D_{near} + 5.62 \cdot h \cdot D_{near} + 0.002 \cdot d^2 \cdot D_{near} - 19.1 \cdot h \cdot V_{rem} - 0.0048 \cdot d^2 \cdot V_{rem} + 2.4 \cdot 10^{-5} \cdot d^2 \cdot h \quad (8)$$

Aunque otros modelos de fuerza desarrollados para tipos de piezas similares se basan en regresiones potenciales [Rubio-Mateos, 2021], [Del Sol, 2019b] no se han encontrado diferencias significativas en cuanto a la precisión para el presente caso.

En la Figura IV-22 se muestran los valores experimentales (puntos rojos) y los calculados (triángulos verdes) conforme al modelo de fuerza del proceso obtenido. La línea azul muestra el modelo de fuerza para una pieza totalmente apoyada, propuesto por Irene del Sol et al. [Del Sol, 2019b].

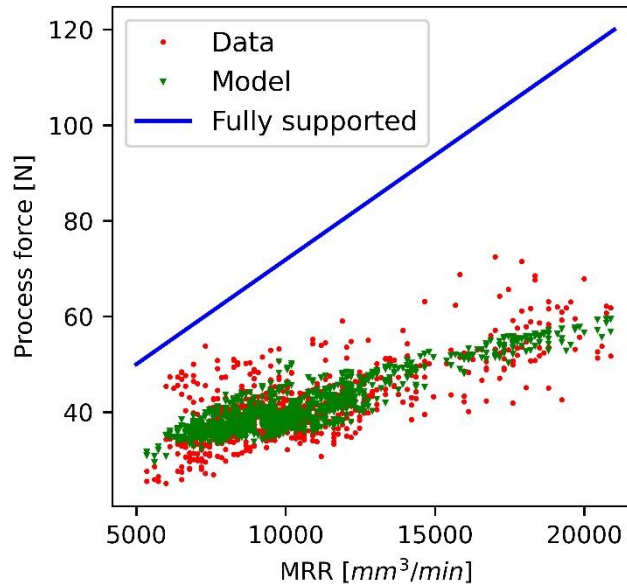


Figura IV-22. Módulo de la fuerza de corte experimental (rojo) y calculada según el modelo (verde).

Es conocido que una reducción de la rigidez de la pieza provoca una reducción de las fuerzas de corte [López De Lacalle, 2006], lo cual se considera positivo, ya que se asocia a una rugosidad superficial menor [Del Sol, 2019b], tensiones residuales inducidas más bajas y menos profundas [Masoudi, 2015]; [Pérez, 2018], menor desgaste de herramienta [Pimenov, 2022], menores flexiones [Yan, 2018], así como utillajes necesarios más simples [Goikoetxea, 2011].

Este hecho queda confirmado en los presentes casos de piezas fresadas sujetas solo en sus esquinas, donde las fuerzas experimentalmente obtenidas son menores que las esperadas para una pieza totalmente apoyada, tal y como muestra la línea azul de la Figura IV-22, que tiene una mayor rigidez. Además, en el caso de piezas sujetas solo por sus esquinas la relación entre la tasa de arranque de material y la fuerza de corte es menos acusada, ya que en el intervalo considerado la pendiente de la regresión para las piezas totalmente apoyadas (línea azul) es cercana a 4,7, y la pendiente de la regresión para las simplemente sujetas solo por sus esquinas (triángulos verdes) es cercana a 1,7. Además, en el caso de las piezas simplemente sujetas esta relación se ve afectada por la geometría de la pieza y la posición de la herramienta, lo que también provoca una mayor variabilidad en los valores de la fuerza de corte.



### 6.2.6 Validación del modelo de fuerza de corte

La precisión del modelo desarrollado se comprueba mediante dos parámetros estadísticos, que son el error medio absoluto (MAE) y el error medio porcentual absoluto (MAPE). El MAE mide la desviación absoluta media entre los valores de fuerza previstos y los reales, y el MAPE mide la desviación relativa (Rifai, 2020). Se definen según las ecuaciones (9) y (10), donde  $N$  es la cantidad total de datos disponibles.

$$MAE = \frac{\sum_{i=1}^N |F_i - \hat{F}_i|}{N} \quad (9)$$

$$MAPE = \frac{100}{N} \cdot \sum_{i=1}^N \left| \frac{F_i - \hat{F}_i}{F_i} \right| \quad (10)$$

Estos parámetros estadísticos se calculan para los datos de prueba. Los resultados son  $MAE = 2,4 N$  y  $MAPE = 5,6\%$ . Así, el modelo permite una predicción precisa de las fuerzas, teniendo en cuenta la alta variabilidad que sufren las fuerzas del proceso como consecuencia de la baja rigidez.

## 7 Conclusiones

En el presente capítulo se han estudiado las fuerzas del proceso de corte y el espesor final resultantes del fresado de cajas sobre placas delgadas de aleación de aluminio en suspensión, sujetos únicamente en sus esquinas. Se han estudiado varias geometrías de pieza, con espesores y áreas distintas. Este capítulo complementa y amplía los estudios de rugosidad y vibración abordados en el capítulo III, y por tanto en ambos capítulos la configuración experimental ha sido idéntica, emulando los utillajes flexibles basados en copas de vacío, de clase UHF, que se emplean para mecanizar pieles aeronáuticas.

Los principales resultados del trabajo son los siguientes:

- La frecuencia de giro de la herramienta debe ser distinta a la primera frecuencia natural de la pieza, para evitar vibraciones excesivas que provoquen un error de espesor elevado e irregular. En consecuencia, la FRF de la pieza debe obtenerse antes del fresado, teniendo en cuenta que cambia con el tiempo debido a la pérdida de material, lo que provoca una reducción tanto de la masa como de la rigidez. Se ha demostrado experimentalmente que esta reducción de la masa y la rigidez provoca una correspondiente reducción de la primera frecuencia natural de las piezas.

- El error de espesor final de la pieza se ve afectado principalmente por la distancia entre los puntos de sujeción, así como por el espesor inicial de la pieza. En consecuencia, mientras no se exciten las frecuencias naturales, el error de espesor es casi constante y no se ve afectado por la posición de la herramienta, sino sólo por la geometría inicial y la distribución de las sujeciones de la pieza, por lo que puede reducirse seleccionando unas condiciones de fresado adecuadas.
- La fuerza del proceso de fresado se ve afectada principalmente por la distancia entre los puntos de sujeción y por el espesor inicial de la pieza, así como por la pérdida de material de la pieza y la posición de la herramienta. Se comprueba la gran variabilidad que experimentan las fuerzas de fresado en una situación de tan baja rigidez y el elevado número de factores que intervienen, lo que hace que los modelos de fuerza desarrollados para piezas completamente apoyadas no sean aplicables a las mismas. En consecuencia, se proporciona un modelo de fuerza predictivo e integral que considera los parámetros de fresado, la geometría inicial de la pieza, la distancia de los puntos de sujeción y la posición de la herramienta. Este modelo puede emplearse para seleccionar las condiciones de corte adecuadas, las trayectorias de las herramientas, la posición de los dispositivos de sujeción y la geometría inicial de la pieza, lo que permitirá reducir las fuerzas del proceso de fresado.



## ***CAPÍTULO V***

---



# CAPÍTULO V: ESTUDIO DE LA SECUENCIA DE MECANIZADO

## 1 Introducción

En el presente capítulo se presenta el estudio que analiza la secuencia de mecanizado que hay que seguir para que la liberación de las tensiones residuales de una pieza aeronáutica sometida a un proceso previo de laminado sea tal que su distorsión final sea la menor posible.

Así, se ha desarrollado un experimento en dos etapas. En primer lugar, se han medido las tensiones residuales inherentes en un bloque inicial. En segundo lugar, tomando estas tensiones residuales como dato de entrada, se han realizado simulaciones numéricas, basadas en la función *level-set*, para predecir la distorsión de la pieza final a consecuencia de distintas secuencias de mecanizado. Se busca, en definitiva, hallar la secuencia de mecanizado óptima para obtener una pieza dada.

Para ello, y adoptando un enfoque cualitativo, se ha desarrollado una técnica asequible y no destructiva de medida de tensiones residuales y se han comparado las distorsiones que provocan distintas secuencias de mecanizado conducentes a la misma pieza final.

El trabajo que se describe en este capítulo ha sido publicado en [Casuso, 2020b] y en [Casuso, 2021].

## 2 Materiales ensayados

### 2.1 Descripción de la pieza

La pieza de este estudio es un componente típico de una turbina aeroespacial. Tiene una geometría delgada. Está fresada a partir de un bloque monolítico, lo que implica una ratio de eliminación de material muy alto, de alrededor del 86%. Previamente se ha sometido a un proceso de laminación a lo largo de su dirección longitudinal, acumulando así tensiones residuales inherentes. Las dimensiones del bloque inicial son 152 x 44 x 91 mm<sup>3</sup>.

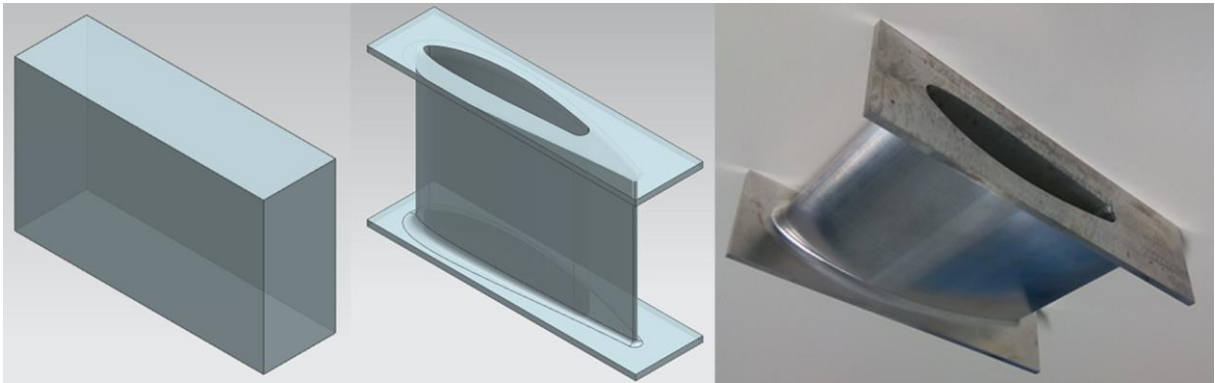


Figura V-1. (Izquierda) Bloque inicial simulado. (Centro) Pieza final simulada. (Derecha) Pieza final real.

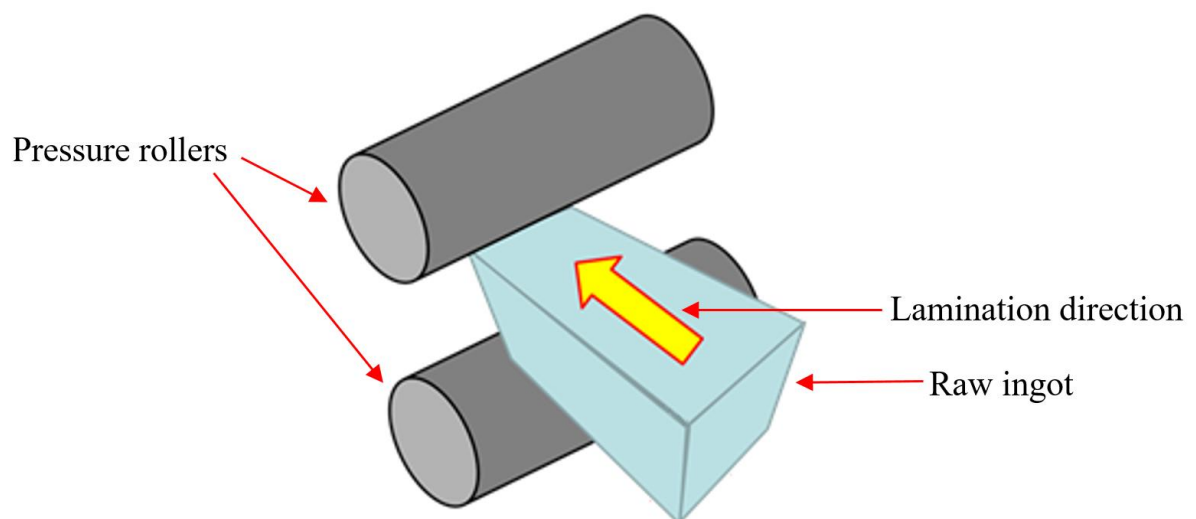


Figura V-2. Proceso de laminación del bloque inicial.

## 2.2 Material de la pieza: 7075-T651

El material de la pieza es la aleación de aluminio 7075-T651. Esta aleación está compuesta por aluminio (87,1%-91,4%), cobre (1,2%-2%), magnesio (2,1%-2,9%), zinc (5,1%-6,1%) y otros elementos en proporciones inferiores a 0,5% como cromo, hierro, titanio, manganeso y silicio. Su densidad es  $2,81 \text{ g/cm}^3$ , y su dureza Brinell es 150 HBN [ASM, 2022b]. El material sigue una ley isotrópica elástica lineal.

## 3 Diseño general de experimento

El estudio se ha realizado en dos etapas. La primera etapa ha consistido en aplicar un método no destructivo para medir las tensiones residuales inherentes utilizando un equipo sencillo y asequible que resulta especialmente útil en casos industriales en los que los resultados cualitativos bastan. Este método consiste

en una medición de las tensiones residuales de la superficie de la pieza que prácticamente no causa daños, empleando posteriormente hipótesis de extrapolación para obtener información sobre las tensiones internas.

La segunda etapa ha consistido en la simulación numérica del proceso de mecanizado. Este proceso se ha dividido en cuatro operaciones de mecanizado, divisibles a su vez cada una de ellas en varias suboperaciones o recorridos de corte. La simulación ha empleado el método de elementos finitos extendido (XFEM), y la interfaz Virfac Machining. XFEM se basa en la función *level-set*. Gracias a ella, las fuerzas internas producidas por las tensiones residuales son computadas a lo largo de la superficie *level-set* hasta alcanzar un nuevo equilibrio, y se evita la necesidad de remallar toda la pieza tras cada operación de mecanizado [Cerutti, 2015], [D'Alvise, 2015], [Pierard, 2008].

## 4 Equipamiento experimental

### 4.1 Medición de las tensiones residuales inherentes: galga extensométrica

Las tensiones residuales inherentes se han medido con una galga extensométrica VPG del modelo 062UL, la cual tiene una resistencia de 120  $\Omega$ . Esta galga se ha colocado en cada una de las caras del bloque inicial.

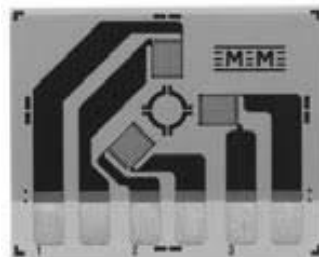


Figura V-3. Galga extensométrica 062UL.

## 5 Medida de tensiones residuales inherentes

Para el modelado y la simulación del mecanizado completo de la pieza, es necesario conocer su campo inicial de tensiones residuales inherentes, para lo que se ha diseñado una técnica no destructiva.

### 5.1 Ejecución de los experimentos

Este campo de tensiones residuales inherentes se calcula tomando seis medidas en la superficie del bloque inicial, una en el centro de cada cara, utilizando galgas extensométricas con el método de perforación de orificios, pero perforando sólo



hasta una profundidad de 1 mm, lo que significa que la tensión superficial puede medirse sin destruir el bloque. Estos orificios no afectan a la pieza final, ya que producen un impacto insignificante en la tensión residual al tener lugar en las partes del lingote que se van a mecanizar.

Esta perforación se ha llevado a cabo con un sistema de taladrado modificado, y con la galga extensométrica debidamente colocada.

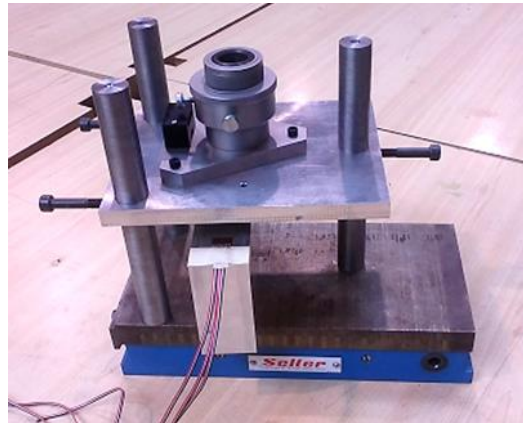


Figura V-4. Sistema de taladrado modificado con el bloque inicial y la galga extensométrica colocada.

## 5.2 Análisis de resultados

Teniendo en cuenta la numeración de las caras del bloque y su orientación con respecto a los ejes de referencia, a continuación se indican los resultados de las mediciones de la tensión superficial, expresados en megapascales. Las caras 2, 4 y 5 son opuestas a las caras 1, 3 y 6, respectivamente.

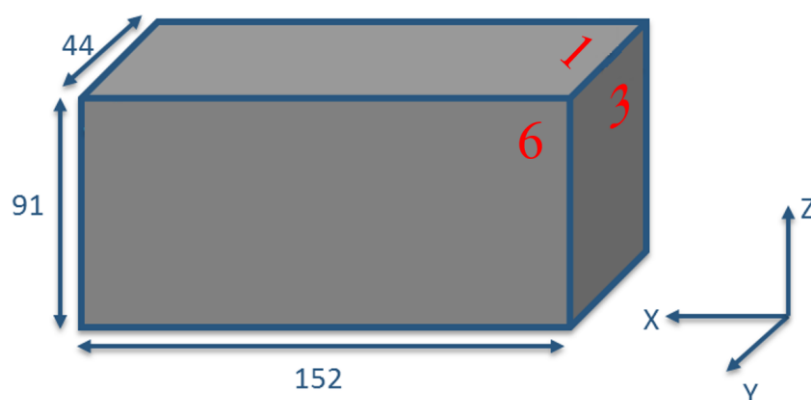


Figura V-5. Orientación, dimensiones y numeración de las caras del bloque monolítico inicial.

$$\sigma_{\text{Cara 1}} = \begin{pmatrix} -2,13725 & 3,447198 & 0 \\ 3,447198 & 6,137249 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

$$\sigma_{\text{Cara 2}} = \begin{pmatrix} 3,529263 & -2,34163 & 0 \\ -2,34163 & 11,47074 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

$$\sigma^{\text{Cara 3}} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & -2,32698 & 8,712758 \\ 0 & 8,712758 & 1,326979 \end{pmatrix} \quad \sigma^{\text{Cara 4}} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & -3,96126 & -0,27564 \\ 0 & -0,27564 & -2,03874 \end{pmatrix}$$

$$\sigma^{\text{Cara 5}} = \begin{pmatrix} -1,2115 & 0 & 0,566355 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0,566355 & 0 & 2,211503 \end{pmatrix} \quad \sigma^{\text{Cara 6}} = \begin{pmatrix} 2,614487 & 0 & 0,088985 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0,088985 & 0 & 0,385513 \end{pmatrix}$$

Para determinar la tensión interna a partir de estos resultados se han aplicado hipótesis de extrapolación [Chantzis, 2013].

## 6 Simulación numérica de la secuencia de mecanizado óptima

### 6.1 Ejecución de los experimentos

El proceso de mecanizado se dividió en cuatro operaciones, desde el bloque inicial hasta la pieza final, cada una con su correspondiente sistema de sujeción y con su correspondiente *level-set*. Cada operación consta a su vez de varios recorridos de corte o suboperaciones. Los efectos termomecánicos del proceso de corte no se consideran en las simulaciones, ya que su efecto en las distorsiones finales de la pieza es insignificante debido a la gran cantidad de material eliminado. A cada operación le corresponde un sistema de utillaje dado, del que al finalizar la operación la pieza es liberada.

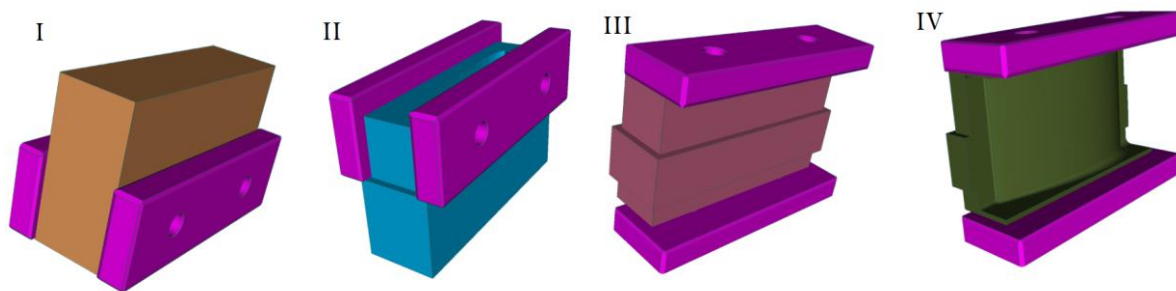


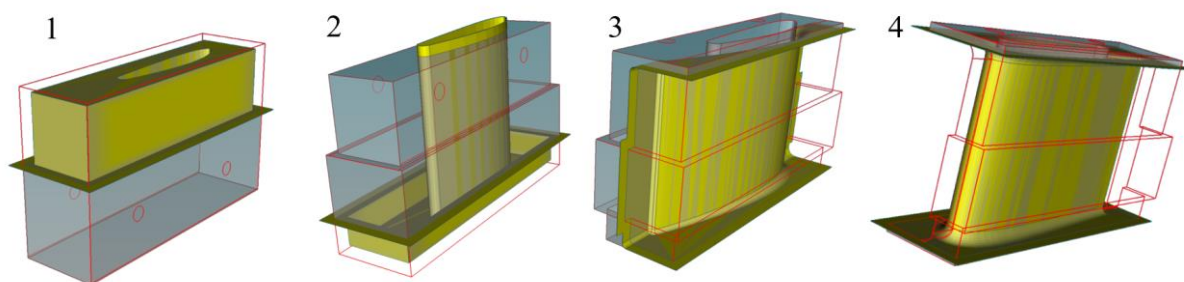
Figura V-6. Geometría simulada de la pieza antes de cada operación de mecanizado, y sus utillajes correspondientes.

La simulación del mecanizado muestra cinco geometrías, cinco campos tensionales, cuatro campos de desplazamiento y cuatro superficies *level-set*. Las geometrías se definieron inicialmente en CAD.  $\text{Level-set}_i$  es la superficie definida a partir de la Geometría<sub>*i*</sub> que muestra dónde hay que eliminar el material de la Geometría<sub>*i-1*</sub>. Los datos de entrada necesarios para la simulación están subrayados, para diferenciarlos de los datos resultado de la simulación. Así,  $\text{Tensión}_0$  es, evidentemente, el campo inicial de tensiones residuales obtenido según se ha explicado en el apartado 5.

Tabla V-1. Nomenclatura de datos de la simulación.

Magnitudes	Bloque inicial	Tras operación 1	Tras operación 2	Tras operación 3	Tras operación 4
Geometría	<u>Geometría<sub>0</sub></u>	<u>Geometría<sub>1</sub></u>	<u>Geometría<sub>2</sub></u>	<u>Geometría<sub>3</sub></u>	<u>Geometría<sub>4</sub></u>
Tensión	<u>Tensión<sub>0</sub></u>	Tensión <sub>1</sub>	Tensión <sub>2</sub>	Tensión <sub>3</sub>	Tensión <sub>4</sub>
Desplazamiento		Despl <sub>1</sub>	Despl <sub>2</sub>	Despl <sub>3</sub>	Despl <sub>4</sub>
Level-set	<u>Level</u> <u>-set<sub>1</sub></u>	<u>Level</u> <u>-set<sub>2</sub></u>	<u>Level</u> <u>-set<sub>3</sub></u>	<u>Level</u> <u>-set<sub>4</sub></u>	

En la Figura V-7 las aristas rojas representan la geometría antes de cada operación de mecanizado, las zonas grises representan la geometría resultante tras cada operación y las áreas amarillas representan las superficies *level-set*.

Figura V-7. Geometrías y superficies *level-set* en las operaciones de mecanizado 1, 2, 3 y 4.

El desplazamiento final global de la pieza es la suma de los cuatro campos de desplazamiento.

$$Despl_G = \sum_{i=1}^4 Despl_i \quad (11)$$

Las simulaciones se realizan considerando el arranque de material de cada operación de mecanizado como simultánea. Sin embargo, se realizó una simulación específica en que la operación 1 fue dividida en sus 6 recorridos de corte o suboperaciones, computándose cada una de ellas separadamente. Estas suboperaciones son el arranque de la parte superior de la pieza, el arranque de cada una de las cuatro caras laterales de la pieza, y el arranque del material y formación del orificio central. Correspondientemente, en esta división de la operación 1 de mecanizado se han definido 6 superficies *level-set*: una para la parte superior de la pieza, una para el orificio, y una por cada cara lateral. Estos *level-sets* están listados en la Tabla V-2. Ya que estas suboperaciones forman parte de la misma operación, tienen el mismo sistema de amarre y las mismas condiciones de mecanizado. Se ha considerado en ellas una fresa de 32 mm de diámetro y 5 filos, con un avance  $f_z$  de 0.02 mm/filo y giro del husillo de 2000 rpm.

Tabla V-2. Level-sets correspondientes a cada suboperación de la operación de mecanizado 1.

Nombre	Suboperación	Figura correspondiente
Level-set 1a	Arranque de la parte superior	Fig. V-8.I
Level-set 1b	Perforación del orificio central	Fig. V-8.II
Level-set 1c	Arranque de la primera cara longitudinal	Fig. V-8.III
Level-set 1e	Arranque de la primera cara lateral	Fig. V-8.IV
Level-set 1d	Arranque de la segunda cara longitudinal	Fig. V-8.III
Level-set 1f	Arranque de la segunda cara lateral	Fig. V-8.IV

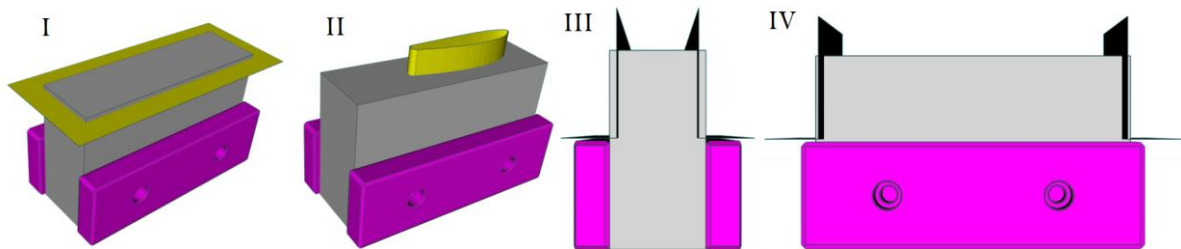


Figura V-8. I) Level-set 1a (parte superior). II) Level-set 1b (agujero central). III) Level-set 1c/d (caras verticales longitudinales). IV) Level-set 1e/f (caras verticales laterales).

## 6.2 Análisis de resultados

Entre todas las diferentes secuencias de mecanizado disponibles para las suboperaciones de mecanizado de la operación 1, se seleccionaron cinco para las pruebas y se enumeran en la Tabla V-3, con las figuras que muestran los desplazamientos simulados correspondientes a cada una (Fig. V-9, Fig. V-10, Fig. V-11, Fig. V-12 y Fig. V-13).

Tabla V-3. Orden en que se realizan las suboperaciones de mecanizado y figura correspondiente.

Secuencia	Orden	Figura
Secuencia 1	1a, 1b, 1c, 1d, 1e, 1f	Fig. V-9
Secuencia 2	1a, 1c, 1e, 1d, 1f, 1b	Fig. V-10
Secuencia 3	1a, 1e, 1f, 1d, 1c, 1b	Fig. V-11
Secuencia 4	1c, 1e, 1d, 1f, 1a, 1b	Fig. V-12
Secuencia 5	1b, 1c, 1e, 1d, 1f, 1a	Fig. V-13

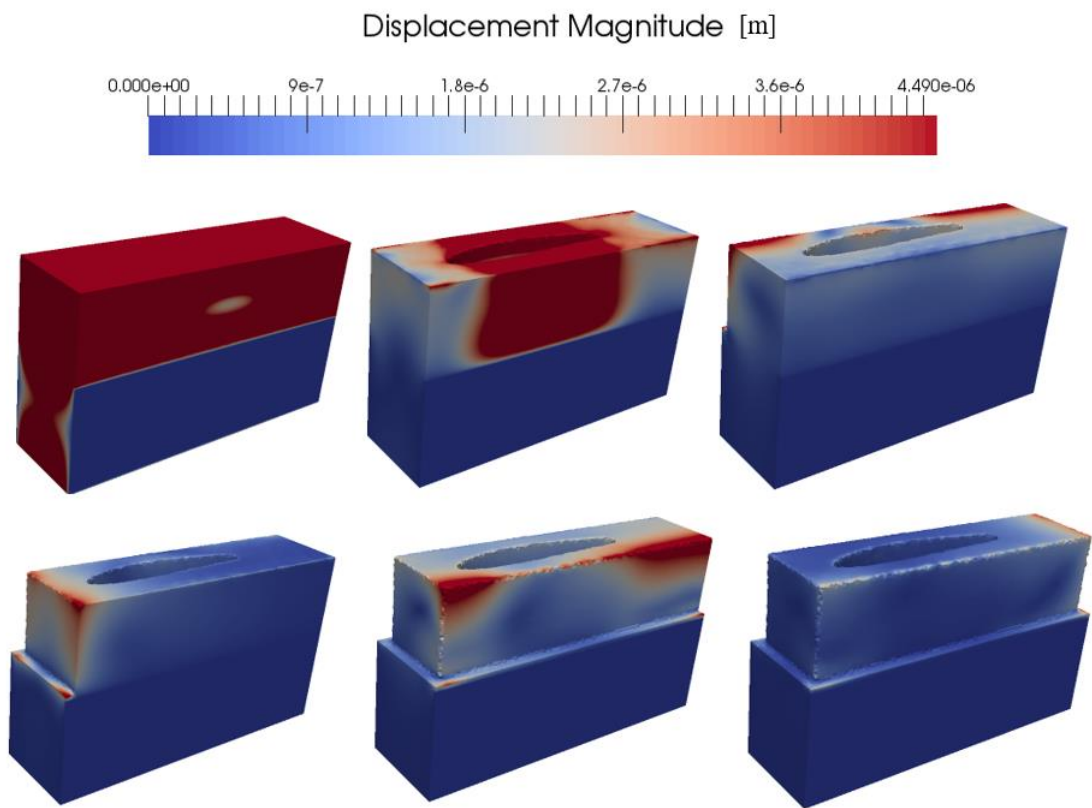


Figura V-9. Desplazamiento tras la operación de mecanizado 1, siguiendo la secuencia 1.

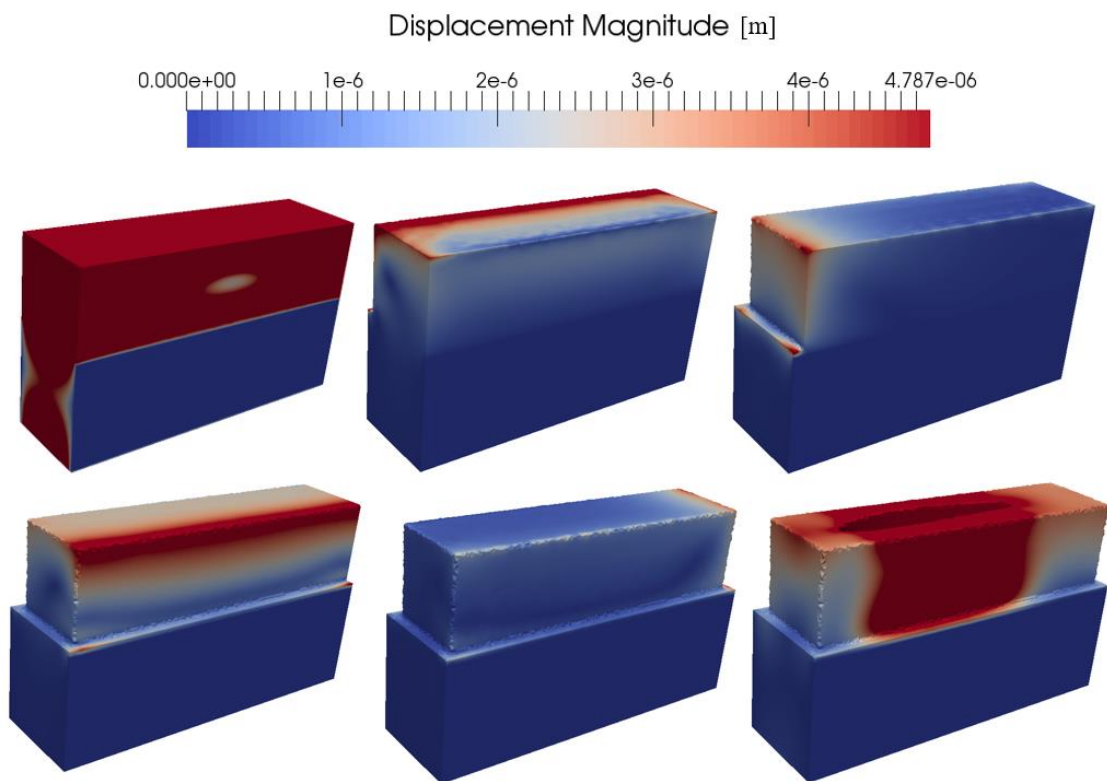


Figura V-10. Desplazamiento tras la operación de mecanizado 1, siguiendo la secuencia 2.

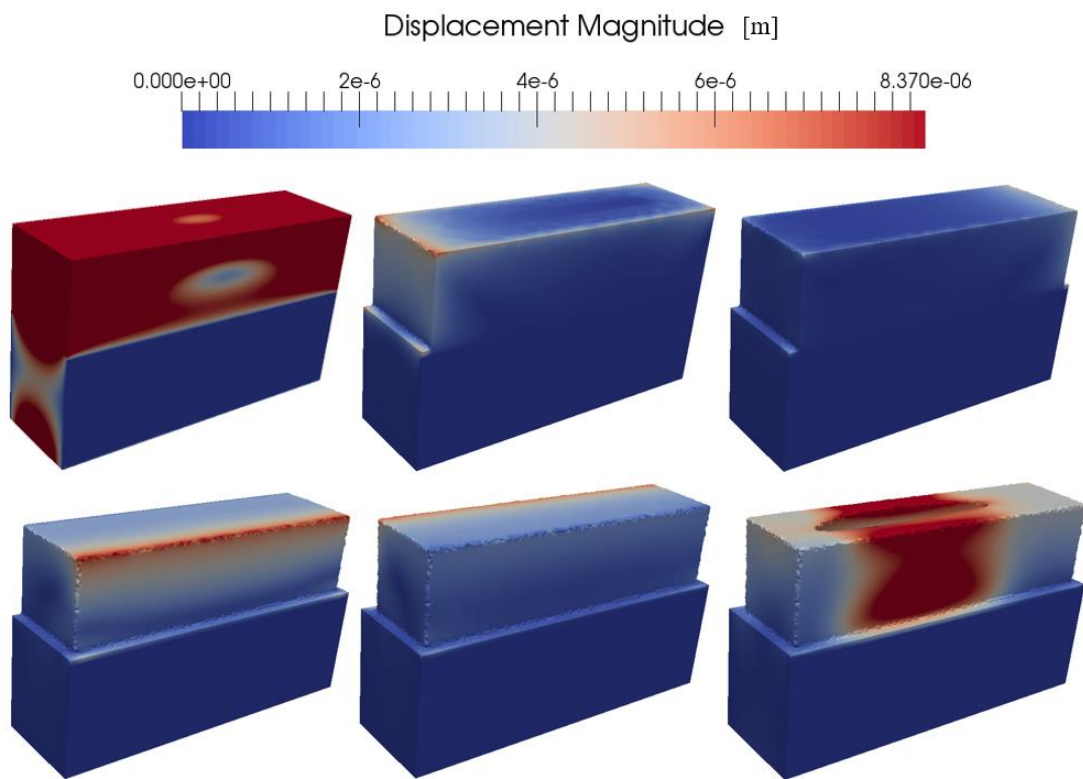


Figura V-11. Desplazamiento tras la operación de mecanizado 1, siguiendo la secuencia 3.

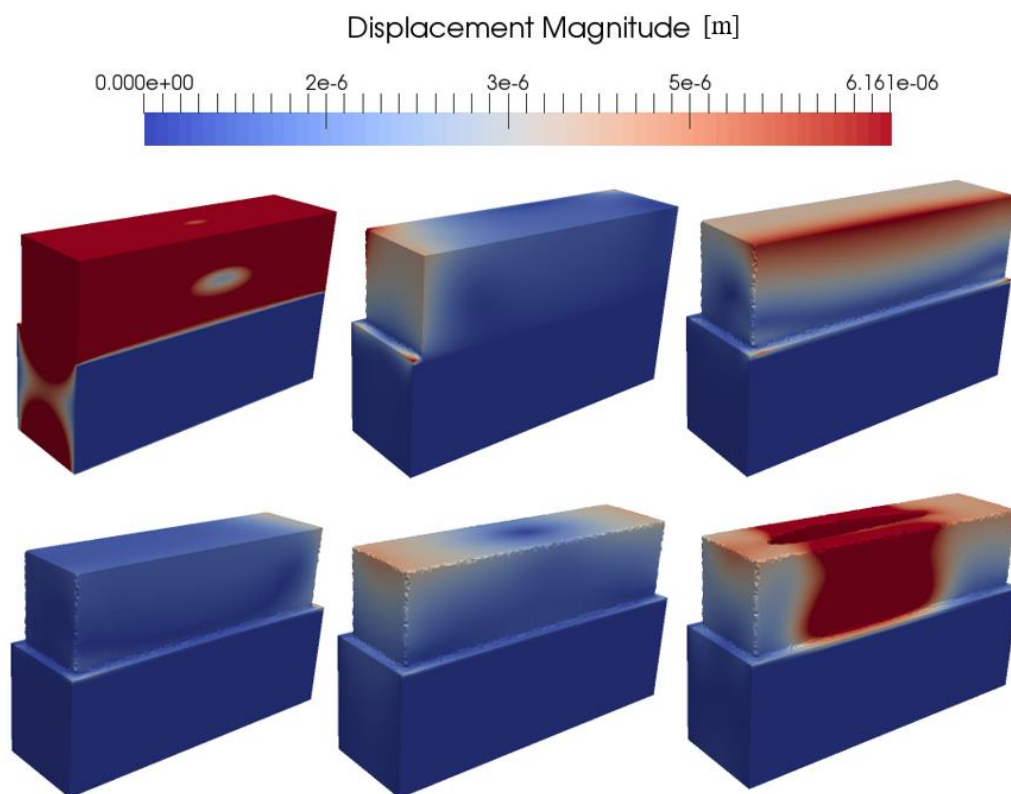


Figura V-12. Desplazamiento tras la operación de mecanizado 1, siguiendo la secuencia 4.

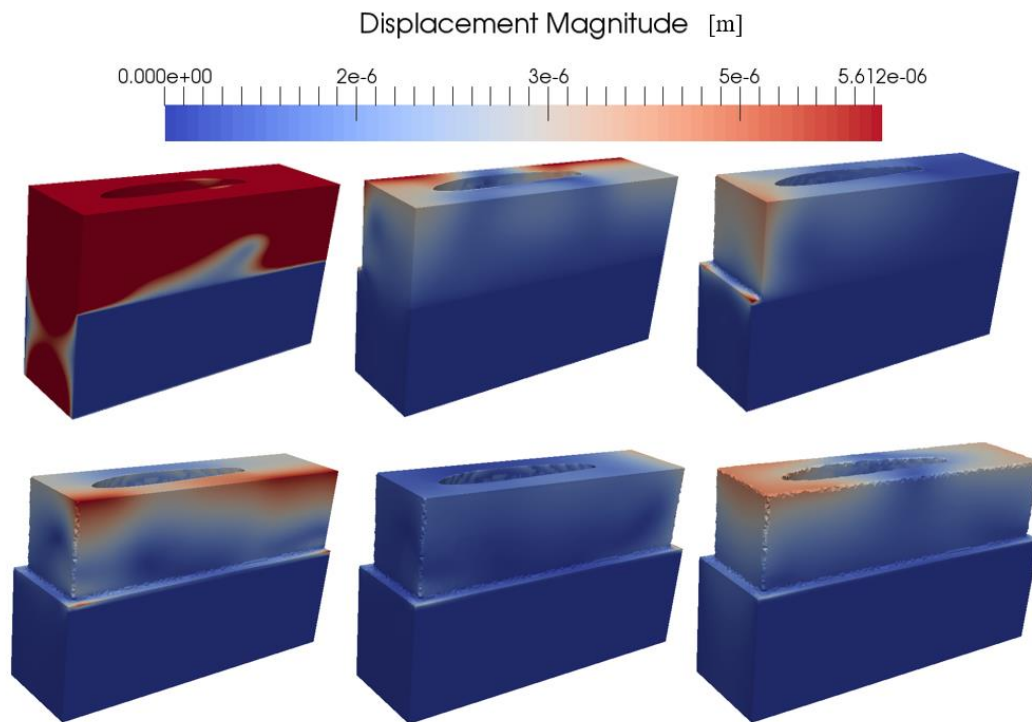


Figura V-13. Desplazamiento tras la operación de mecanizado 1, siguiendo la secuencia 5.

De estos resultados se puede concluir que el cambio del orden de mecanizado de las caras verticales tuvo poca influencia en la distorsión. Sin embargo, el máximo desplazamiento final, mostrado en la Tabla V-4, se obtiene cuando la última operación a realizar es el agujero central (secuencias 2, 3 y 4). Según Kappmeyer et al. [Kappmeyer, 2012], las operaciones de mecanizado que conducen a las mayores distorsiones, como este fresado del agujero central, deben realizarse en primer lugar para minimizar la distorsión final.

Tabla V-4. Máxima magnitud del desplazamiento final tras cada operación de mecanizado.

Secuencia 1	Secuencia 2	Secuencia 3	Secuencia 4	Secuencia 5
4,49E-3 mm	1,488E-2 mm	1,385E-2 mm	1,575E-2 mm	4,31E-3 mm

## 7 Conclusiones

Se han simulado diferentes secuencias de mecanizado de piezas aeronáuticas de aleación de aluminio a partir de bloques monolíticos, aplicando un enfoque cualitativo e industrialmente viable. Se ha empleado un método de elementos finitos extendido, que aplica la teoría *level-set*, lo que minimiza las necesidades de remallado y, por tanto, conduce a simulaciones de distorsión más rápidas. Además, se ha desarrollado una metodología no destructiva para obtener el estado de tensión residual inherente. Del análisis de los resultados de las simulaciones se pueden extraer las siguientes ideas prácticas:

- 
- Las ventajas de la simulación son evidentes ya que permiten ahorrar tiempo y material. Para aprovechar todo su potencial, son necesarios nuevos desarrollos para medir con precisión las tensiones residuales inherentes sin emplear equipos caros ni destructivos. Mientras tanto, estas simulaciones aportan información cualitativa útil de las secuencias de mecanizado, en que no importa tanto el valor de la distorsión final de la pieza como la comparación entre ellas a fin de elegir la óptima.
  - La secuencia de mecanizado desempeña un papel fundamental en la liberación de las tensiones residuales y, subsecuentemente, en el campo de desplazamiento final. Las secuencias en las que el mecanizado de agujeros se realiza en último lugar provocan las mayores distorsiones, mientras que el orden en que se mecanicen las caras verticales tiene poca influencia. Terminar la operación con esas pasadas reequilibra y, por tanto, reduce la distorsión final de la pieza.





## ***CAPÍTULO VI***

---



## CAPÍTULO VI: APORTACIONES Y LÍNEAS FUTURAS DE TRABAJO

### 1 Aportaciones

El presente trabajo de Tesis Doctoral se ha centrado en el fresado de suelos delgados de aluminio para el sector aeronáutico sujetos localmente en utillajes flexibles, y se han estudiado experimentalmente diversos factores que inciden en su vibración, rugosidad, espesor y fuerza de corte. El objetivo último es impulsar el uso de los utillajes flexibles para el fresado de pieles aeronáuticas. Además, se ha estudiado por simulación numérica la secuencia óptima de fresado de una pieza aeronáutica, también de aluminio. En suma, del presente trabajo se ha llegado a las siguientes aportaciones y desarrollos:

1. Análisis de los factores que influyen en la aparición de chatter.

Es la excitación del primer modo de vibración la que domina la aparición de chatter. Esta aparición no es paulatina, sino intermitente, y se ve afectada por el paso alternativo de la herramienta por nodos y antinodos de la pieza, el arranque de material y la consiguiente disminución de peso y rigidez, así como la variación de la distancia de la herramienta a los puntos de sujeción.

2. Análisis de los factores que influyen en la calidad superficial.

En ausencia de chatter, los suelos delgados cumplen los requisitos de rugosidad impuestos en la industria aeronáutica. En este caso, la rugosidad depende de la tasa de arranque y de la frecuencia de golpeo de filo. Por otra parte, los cambios bruscos de dirección de corte provocan efectos de *ploughing* que resultan dañinos para la calidad superficial, por lo que deberían evitarse.

3. Análisis de los factores que influyen en el error de espesor.

El error en el espesor final de los suelos delgados es casi constante y no se ve afectado por la posición de la herramienta siempre que no se exciten las frecuencias naturales, sino solo por el espesor inicial y la distancia entre los puntos de sujeción, por lo que puede reducirse seleccionando unos parámetros de fresado adecuados.

4. Análisis de los factores que influyen en la fuerza de corte.

Las fuerzas del proceso de corte son muy variables y afectadas por un gran número de factores, cuales son el espesor inicial de los suelos delgados, la distancia entre sus puntos de sujeción, la pérdida de material y la posición de la herramienta.

### 5. Modelo de fuerza de corte.

Se ha elaborado un modelo empírico predictivo lineal de la fuerza de corte para emplear en el fresado de suelos delgados en utillajes flexibles, que considera los factores que la afectan y que por lo tanto es útil para elegir los parámetros de fresado, geometría de pieza, distribución de sujeciones y trayectoria de la herramienta que conducirán a las menores fuerzas de corte.

### 6. Análisis de la secuencia óptima de corte.

En el caso de la secuencia óptima de corte de una pieza aeronáutica de aluminio, se ha llegado a la conclusión de que el fresado de agujeros debería realizarse en primer lugar, por ser el que mayor distorsión provoca; mientras que el fresado de caras verticales en último lugar reequilibra la pieza y provoca distorsiones menores.

Con los resultados de este trabajo de investigación se han publicado 5 artículos científicos en varias revistas académicas indexadas.

## 2 Publicaciones

Publicaciones como autor principal:

- ✓ Casuso, M.; Ostra, T.; Rodriguez, G.; Veiga, F.; Penalva, M.; Lamikiz, A. *Mejora del Mecanizado Mediante el Registro y Análisis de Variables de Proceso en la Nube*. *Dyna Ingenieria e Industria*, 2020, 95(1), 472–477. <https://doi.org/10.6036/9398>.
- ✓ Casuso, M.; Polvorosa, R.; Veiga, F.; Suárez, A.; Lamikiz, A. *Residual stress and distortion modeling on aeronautical aluminum alloy parts for machining sequence optimization*. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2020, 110(5–6), 1219–1232. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05816-7>.
- ✓ Casuso, M.; Veiga, F.; Suárez, A.; Bhujangrao, T.; Aldalur, E.; Artaza, T.; Amondarain, J; Lamikiz, A. *Model for the prediction of deformations in the manufacture of thin-walled parts by wire arc additive manufacturing technology*. *Metals*, 2021, 11(5), 678. <https://doi.org/10.3390/met11050678>.
- ✓ Casuso, M.; Rubio-Mateos, A.; Veiga, F.; Lamikiz, A. *Influence of Axial Depth of Cut and Tool Position in Locally Supported Thin Floor Milling*. *Materials*, 2022, 15(3), 731. <https://doi.org/10.3390/ma15030731>.

- ✓ Casuso, M.; Rubio-Mateos, A.; Veiga, F.; Lamikiz, A. *Modeling of cutting force and final thickness for low stiffness 2024-T3 aluminum alloy part milling considering its geometry and fixtures*. Journal of Materials Research and Technology, 2022, 21, 2416–2427. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2022.10.070>.

Publicaciones como co-autor:

- ✓ Rubio-Mateos, A.; Casuso, M.; Rivero, A.; Ukar, E.; Lamikiz, A. *Vibrations Characterization in Milling of Low Stiffness Parts with a Rubber-Based Vacuum Fixture*. Chinese Journal of Aeronautics, 2021, 34(6), 54–66. <https://doi.org/10.1016/j.cja.2020.04.002>.

### 3 Líneas futuras

La presente investigación abre nuevas líneas de interés para futuros trabajos de investigación y desarrollo, entre los cuales cabe destacar:

1. Analizar y aplicar el modelo de fuerza desarrollado al fresado de piezas de distinta geometría, curvas inclusive; con distintos revestimientos, como anodizado; y con distinta configuración experimental; así como en pieles sujetas en UHF.
2. Extender el modelo de fuerza para que considere no solo distintas geometrías de pieza y configuraciones experimentales, sino también distintas geometrías y tipos de herramienta, como platos.
3. Utilizar el modelo de fuerza desarrollado para mejorar el diseño de los utillajes flexibles y estimar los esfuerzos que soportan durante el fresado.
4. Complementar los análisis de vibración, rugosidad, espesor y fuerza realizados en los suelos delgados con estudios de la deformación y recuperación elástica que éstos experimentan tras el mecanizado y tras la liberación de las sujeciones.
5. Aplicar esta metodología experimental a otros materiales aeronáuticos, como la aleación de titanio o materiales compuestos; y estudiar cómo resulta su fresado en utillajes flexibles.



## ***REFERENCIAS***

---





## REFERENCIAS

- [AAA Air support, 2022] AAA Air support. *Chemical milling*. 2022  
<https://www.aaaairsupport.com/metal-services/chemical-milling/>
- [Abdullah, 2011] Abdullah, Izamshah Raja. *Hybrid Deflection Prediction for Machining Thin-Wall Titanium Alloy Aerospace Component*. Royal Melbourne Institute of Technology (RMIT University), School of Aerospace, Mechanical and Manufacturing Engineering. 2011.
- [Altintas, 1995] Altintas, Y.; Budak, E. *Analytical Prediction of Stability Lobes in Milling*. CIRP Annals, 1995, 44(2), 357–362.  
[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)62342-7](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62342-7)
- [Altintas, 2001] Altintas, Y. *Analytical prediction of three-dimensional chatter stability in milling*. JSME Int. J. Ser. C Mech. Syst.; Mach. Elem. Manuf.; 2001, 44(3), 717–723.  
<https://doi.org/10.1299/jsmec.44.717>
- [André, 2016] André, N. M.; Goushegir, S. M.; Dos Santos, J. F.; Canto, L. B.; Amancio-Filho, S. T. *Friction Spot Joining of aluminum alloy 2024-T3 and carbon-fiber-reinforced poly(phenylene sulfide) laminate with additional PPS film interlayer: Microstructure, mechanical strength and failure mechanisms*. Composites Part B: Engineering, 2016, 94, 197–208.  
<https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2016.03.011>
- [Arnaud, 2011] Arnaud, L.; Gonzalo, O.; Seguy, S.; Jauregi, H.; Peigné, G. *Simulation of low rigidity part machining applied to thin-walled structures*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2011, 54(5–8), 479–488.  
<https://doi.org/10.1007/s00170-010-2976-9>
- [Arrazola, 2013] Arrazola, P. J.; Özel, T.; Umbrello, D.; Davies, M.; Jawahir, I. S. *Recent advances in modelling of metal machining processes*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2013, 62, 695–718. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2013.05.006>
- [Artaza, 2020] Artaza, T.; Suárez, A.; Veiga, F.; Braceras, I.; Tabernero, I.; Larrañaga, O.; Lamikiz, A. *Wire arc additive manufacturing Ti6Al4V aeronautical parts using plasma arc welding*:

- Analysis of heat-treatment processes in different atmospheres.* Journal of Materials Research and Technology, 2020, 9(6), 15454–15466.  
<https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2020.11.012>
- [ASM, 2022a] ASM. *Aluminum 2024-T3*. 2022.  
<https://asm.matweb.com/search/SpecificMaterial.asp?bassnum=ma2024t3>
- [ASM, 2022b] ASM. *Aluminum 7075-T651*. 2022.  
<https://asm.matweb.com/search/SpecificMaterial.asp?bassnum=ma7075t6>
- [Bałon, 2020] Bałon, P.; Rejmanc, E.; Świątoniowski, A.; Kielbasaa, B.; Smuszc, R.; Szostakb, J.; Cieślík, J.; Kowalski, Ł. *Thin-Walled Integral Constructions in Aircraft Industry*. Procedia Manufacturing, 2020, 47, 498–504.  
<https://doi.org/10.1016/j.promfg.2020.04.153>.
- [Bałon, 2018] Bałon, P.; Rejman, E.; Smusz, R.; Szostak, J.; Kielbasa, B. *Implementation of high speed machining in thin-walled aircraft integral elements*. Open Engineering, 2018, 8(1), 162–169. <https://doi.org/10.1515/eng-2018-0021>
- [Bao, 2016] Bao, Y.; Dong, Z.; Kang, R.; Zhao, L.; Yuan, Y. *Milling Force and Machining Deformation in Mirror Milling of Aircraft Skin*. Advanced Materials Research, 2016, 1136, 149–55.  
<https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/amr.1136.149>
- [Bao, 2018a] Bao, Y.; Kang, R.; Dong, Z.; Zhu, X.; Wang, C.; Guo, D. *Model for surface topography prediction in mirror-milling of aircraft skin parts*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 95(5–8), 2259–2268.  
<https://doi.org/10.1007/s00170-017-1368-9>
- [Bao, 2018b] Bao, Y.; Kang, R.; Dong, Z.; Zhu, X.; Wang, C.; Guo, D. *Multipoint support technology for mirror milling of aircraft skins*. Materials and Manufacturing Processes, 2018, 33(9), 996–1002. <https://doi.org/10.1080/10426914.2017.1388519>
- [Bao, 2022] Bao, Y.; Wang, B.; He, Z.; Kang, R.; Guo, J. *Recent progress in flexible supporting technology for aerospace thin-walled parts: A review*. Chinese Journal of Aeronautics,

- 2022, 35(3), 10–26.  
<https://doi.org/10.1016/j.cja.2021.01.026>
- [Belytschko, 2011] Belytschko, T.; Moës, N.; Usui, S.; Parimi, C. *Arbitrary discontinuities in finite elements*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2001, 50(4), 993–1013.  
[https://doi.org/10.1002/1097-0207\(20010210\)50:4<993::AID-NME164>3.0.CO;2-M](https://doi.org/10.1002/1097-0207(20010210)50:4<993::AID-NME164>3.0.CO;2-M)
- [Bolar, 2018] Bolar, G.; Das, A.; Joshi, S. N. *Measurement and analysis of cutting force and product surface quality during end-milling of thin-wall components*. Measurement: Journal of the International Measurement Confederation, 2018, 121, 190–204.  
<https://doi.org/10.1016/j.measurement.2018.02.015>
- [Bolar, 2021] Bolar, G.; Shrikrishna, N. J. *Experimental Investigation and Optimization of Wall Deflection and Material Removal Rate in Milling Thin-Wall Parts*. Manufacturing Review 2021, 8, 17. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2019.103430>
- [Bravo, 2005] Bravo, U.; Altuzarra, O.; López De Lacalle, L. N.; Sánchez, J. A.; Campa, F. J. *Stability limits of milling considering the flexibility of the workpiece and the machine*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2005, 45(15), 1669–1680.  
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.03.004>
- [Bravo, 2007] Bravo Suárez, Unai. *Un procedimiento para la predicción de la estabilidad dinámica en el mecanizado a alta velocidad de paredes delgadas*. Universidad del País Vasco - Euskal Herriko Unibertsitatea. Departamento de Ingeniería Mecánica, 2007.
- [Bumgarner, 2011] Bumgarner, K.; Lebakken, C.; Vando, C.; Reddie, W.; Jacovetti, G. *Universal Holding Fixture*. United States Patent. 2011, US 8,079,578 B2.
- [Burdinberri, 2020] Burdinberri. *Recanteo revestimientos A320 HTP Elevator*. 2020. <http://www.burdinberri.com/es/recanteo-revestimientos-a320-htp-elevator>
- [Camacho, 2019] Camacho de Miguel, Javier. *Metodología de inspección no destructiva de la instalación de remaches ciegos*

- aeronáuticos. Universidad del País Vasco – Euskal Herriko Unibertsitatea. Departamento de Ingeniería Mecánica. 2019.
- [Campa, 2005] Campa, F. J.; López de Lacalle, L. N.; Herranz, S.; Arnaud, L.; Ukar, E.; Dessein, G. *Optimización del fresado de piezas de rigidez reducida mediante un modelo de estabilidad tridimensional*. 7º Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica, oct 2005, México, hal-03840599.
- [Campa, 2007a] Campa, F. J.; López de Lacalle, L. N.; Lamikiz, A.; Sánchez, J. A. *Selection of cutting conditions for a stable milling of flexible parts with bull-nose end mills*. Journal of Materials Processing Technology, 2007, 191(1–3), 279–282. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.03.023>
- [Campa, 2007b] Campa, F. J.; Seguy, S.; López de Lacalle, L. N.; Arnaud, L.; Dessein, G.; Aramendi, G. *Stable milling of thin-walled parts with variable dynamics*. Sixth International Conference High Speed Machining, mar 2007, Donostia - San Sebastián. hal-03273545
- [Campa, 2010] Campa Gómez, Francisco Javier. *Metodología para la predicción de la estabilidad dinámica en el mecanizado de alta velocidad de suelos delgados*. Universidad del País Vasco - Euskal Herriko Unibertsitatea. Departamento de Ingeniería Mecánica. 2010.  
[https://www.europeana.eu/portal/es/record/2020801/dmglib\\_handler\\_docum\\_13367009.html](https://www.europeana.eu/portal/es/record/2020801/dmglib_handler_docum_13367009.html)
- [Campa, 2011a] Campa, F. J.; De Lacalle López, N. L.; Urbicain, G.; Lamikiz, A.; Seguy, S.; Arnaud, L. *Critical thickness and dynamic stiffness for chatter avoidance in thin floors milling*. Advanced Materials Research, 2011, 188, 116–121.  
<https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.188.116>
- [Campa, 2011b] Campa, F. J.; López De Lacalle, L. N.; Celaya, A. *Chatter avoidance in the milling of thin floors with bull-nose end mills: Model and stability diagrams*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2011, 51(1), 43–53.  
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2010.09.008>
- [Casuso, 2020a] Casuso, M.; Ostra, T.; Rodriguez, G.; Veiga, F.; Penalva, M.; Lamikiz, A. *Mejora del Mecanizado Mediante el Registro y Análisis de Variables de Proceso en la Nube*.

- Dyna Ingenieria e Industria, 2020, 95(1), 472–477.  
<https://doi.org/10.6036/9398>
- [Casuso, 2020b] Casuso, M.; Polvorosa, R.; Veiga, F.; Suárez, A.; Lamikiz, A. *Residual stress and distortion modeling on aeronautical aluminum alloy parts for machining sequence optimization*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2020, 110(5–6), 1219–1232.  
<https://doi.org/10.1007/s00170-020-05816-7>
- [Casuso, 2021] Casuso, M.; Veiga, F.; Suárez, A.; Bhujangrao, T.; Aldalur, E.; Artaza, T.; Amondarain, J.; Lamikiz, A. *Model for the prediction of deformations in the manufacture of thin-walled parts by wire arc additive manufacturing technology*. Metals, 2021, 11(5), 678. <https://doi.org/10.3390/met11050678>
- [Casuso, 2022a] Casuso, M.; Rubio-Mateos, A.; Veiga, F.; Lamikiz, A. *Modeling of cutting force and final thickness for low stiffness 2024-T3 aluminum alloy part milling considering its geometry and fixtures*. Journal of Materials Research and Technology, 2022, 21, 2416–2427.  
<https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2022.10.070>
- [Casuso, 2022b] Casuso, M.; Rubio-Mateos, A.; Veiga, F.; Lamikiz, A. *Influence of Axial Depth of Cut and Tool Position in Locally Supported Thin Floor Milling*. Materials, 2022, 15(3), 731.  
<https://doi.org/10.3390/ma15030731>
- [Cerutti, 2015] Cerutti, X.; Mocellin, K. *Parallel finite element tool to predict distortion induced by initial residual stresses during machining of aeronautical parts*. International Journal of Material Forming, 2015, 8(2), 255–268.  
<https://doi.org/10.1007/s12289-014-1164-0>
- [Cerutti, 2016] Cerutti, X.; Mocellin, K. *Influence of the machining sequence on the residual stress redistribution and machining quality: Analysis and improvement using numerical simulations*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016, 83(1–4), 489–503.  
<https://doi.org/10.1007/s00170-015-7521-4>
- [Cerutti, 2017] Cerutti, X.; Mocellin, K.; Hassini, S.; Blaysat, B.; Duc, E. *Methodology for aluminium part machining quality improvement considering mechanical properties and process conditions*. CIRP Journal of Manufacturing Science

- and Technology, 2017, 18, 18–38.  
<https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2016.07.004>
- [Chantzis, 2013] Chantzis, D.; Van-Der-Veen, S.; Zettler, J.; Sim, W. M. *An industrial workflow to minimise part distortion for machining of large monolithic components in aerospace industry*. 14th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations, 2013, 8, 281–286.  
<https://doi.org/10.1016/j.procir.2013.06.103>
- [Chen, 2003] Chen, J. S.; Hsu, W. Y. *Characterizations and models for the thermal growth of a motorized high speed spindle*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2003, 43(11), 1163–1170. [https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(03\)00103-2](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(03)00103-2)
- [Cheng, 2011] Cheng, H.; Li, Y.; Zhang, K. F.; Mu, W. Q.; Liu, B. F. *Variation modeling of aeronautical thin-walled structures with multi-state riveting*. Journal of Manufacturing Systems, 2011, 30(2), 101–115.  
<https://doi.org/10.1016/j.jmsy.2011.05.004>
- [Ciecieląg, 2022] Ciecieląg, K.; Kazimierz, Z. *Milling of Three Types of Thin-Walled Elements Made of Polymer Composite and Titanium and Aluminum Alloys Used in the Aviation Industry*. Materials, 2022, 15, 5949.  
<https://doi.org/10.3390/ma15175949>
- [CMS, 2017] CMS. *CMSNA's Aluminum Skin Thickness Reduction System*. 2017.  
[https://www.scmgroup.com/en\\_BE/cmsmetal/news-events/news/cmsnas-aluminum-skin-thickness-reduction-system.n68614.html](https://www.scmgroup.com/en_BE/cmsmetal/news-events/news/cmsnas-aluminum-skin-thickness-reduction-system.n68614.html)
- [Comisión Europea, 2020] Comisión Europea. *Un nuevo modelo de industria para Europa*. COM(2020) 102 final. <https://eur-lex.europa.eu/legal-content/ES/TXT/PDF/?uri=CELEX:52020DC0102&from=EN>
- [D'Alvise, 2015] D'Alvise, L.; Chantzis, D.; Schoinochoritis, B.; Salonitis, K. *Modelling of part distortion due to residual stresses relaxation: An aeronautical case study*. 15th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations, 2015, 31, 447–452. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2015.03.069>

- [Dang, 2019] Dang, X.B.; Wan, M.; Yang, Y.; Zhang, W.H. *Efficient prediction of varying dynamic characteristics in thin-wall milling using freedom and mode reduction methods*. International Journal of Mechanical Sciences, 2019, 150, 202–216. <https://doi.org/10.1016/J.IJMECSCI.2018.10.009>
- [Del Sol, 2017] Del Sol, I.; Rivero, A.; Salguero, J.; Fernández-Vidal, S. R.; Marcos, M. *Tool-path effect on the geometric deviations in the machining of UNS A92024 aeronautic skins*. Procedia Manufacturing, 2017, 13, 639–646. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2017.09.134>
- [Del Sol, 2019a] Del Sol, Irene. *Proceso ecoeficiente sustitutivo del fresado químico de pieles metálicas aeronáuticas basado en tecnologías convencionales de mecanizado*. Universidad de Cádiz. 2019.
- [Del Sol, 2019b] Del Sol, I.; Rivero, A.; Gamez, A. J. *Effects of Machining Parameters on the Quality in Machining of Aluminium Alloys Thin Plates*. Metals, 2019, 9(927), 1–11. <https://doi.org/https://doi.org/10.3390/met9090927>
- [Del Sol, 2019c] Del Sol, I.; Rivero, A.; López de Lacalle, L. N.; Gamez, A. J. *Thin-wall machining of light alloys: a review of models and industrial approaches*. Materials, 2019, 12(2012). <https://doi.org/doi:10.3390/ma12122012>
- [Ding, 2011] Ding, J.; Colegrove, P.; Mehnen, J.; Ganguly, S.; Almeida, P. M. S.; Wang, F.; Williams, S. *Thermo-mechanical analysis of Wire and Arc Additive Layer Manufacturing process on large multi-layer parts*. Computational Materials Science, 2011, 50(12), 3315–3322. <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2011.06.023>
- [Do, 2018] Do, M. D.; Son, Y.; Choi, H.J. *Optimal workpiece positioning in flexible fixtures for thin-walled components*. Computer-Aided Design, 2018, 95, 14–23. <https://doi.org/10.1016/J.CAD.2017.09.002>
- [Duan, 2021] Duan, Z.; Li, C.; Ding, W.; Zhang, Y.; Yang, M.; Gao, T.; Cao, X.; Wang, D.; Mao, C.; Li, H. N.; Kumar, G. M.; Said, S.; Debnath, S.; Jamil, M.; Hafiz, M. A. *Milling Force Model for Aviation Aluminum Alloy: Academic Insight and Perspective*



- Analysis*. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2021, 34(1). <https://doi.org/10.1186/s10033-021-00536-9>
- [Fei, 2020] Fei, J.; Xu, F.; Lin, B.; Huang, T. *State of the art in milling process of the flexible workpiece*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2020, 109(5–6), 1695–1725. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05616-z>
- [Gameros, 2017] Gameros, A.; Lowth, S.; Axinte, D.; Nagy-sochacki, A.; Craig, O.; Siller, H. R. *State-of-the-art in fixture systems for the manufacture and assembly of rigid components: A review*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2017, 123(July), 1–21. <https://doi.org/10.1016/j.ijmactools.2017.07.004>
- [García-Rueda, 2022] García Rueda, F. C.; Torres González, J.; Hernández-López, J. M. *Differences between the untreated and treated diffusion zone in the Alclad 2024-T3 aluminum alloy and hard anodic films*. Surface and Coatings Technology, 2022, 429, 127939. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2021.127939>
- [Ghebreyesus, 2020] Ghebreyesus, T. A. *WHO Director-General's opening remarks at the media briefing on COVID-19*. Organización Mundial de la Salud. 10 Abril 2020. <https://www.who.int/dg/speeches/detail/who-director-general-s-opening-remarks-at-the-media-briefing-on-covid-19---10-april-2020>
- [Goikoetxea, 2011] Goikoetxea, E.; Alberdi, A.; Suarez, A.; Arleo, F.; Lamikiz, A. *Numerical Simulation of Water Jet Quality for Different Orifice Geometries*. DAAAM International Scientific Book 2011, 41, 513-526. <https://doi.org/10.2507/daaam.scibook.2011.41>
- [Gradišek, 2004] Gradišek, J.; Kalveram, M.; Weinert, K. *Mechanistic identification of specific force coefficients for a general end mill*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2004, 44(4), 401–414. <https://doi.org/10.1016/j.ijmactools.2003.10.001>
- [Guzeev, 2011] Guzeev, V. I.; Pimenov, D. Y. *Cutting force in face milling with tool wear*. Russian Engineering Research, 2011,

- 31(10), 989–993.  
<https://doi.org/10.3103/S1068798X11090139>
- [Herranz, 2005] Herranz, S.; Campa, F. J.; De Lacalle, L. N. L.; Rivero, A.; Lamikiz, A.; Ukar, E.; Sánchez, J. A.; Bravo, U. *The milling of airframe components with low rigidity: A general approach to avoid static and dynamic problems*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, 2005, 219(11), 789–801. <https://doi.org/10.1243/095440505X32742>
- [Hu, 2011] Hu, F.; Li, D. *Process planning and simulation strategies for perimeter milling of thin-walled flexible parts held by reconfigurable fixturing system*. Proceedings - 3rd International Conference on Measuring Technology and Mechatronics Automation (ICMTMA) 2011, 2, 922–926. <https://doi.org/10.1109/ICMTMA.2011.513>
- [Hu, 2014] Hu, F. *Location issues of thin shell parts in the reconfigurable fixture for trimming operation*. Journal of Aerospace Technology and Management, 2014, 6(3), 319–331. <https://doi.org/10.5028/jatm.v6i3.321>
- [Huang, 2010] Huang, C. Y.; Wang, J. J. *A pole/zero cancellation approach to reducing forced vibration in end milling*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2010, 50(7), 601–610. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2010.03.011>
- [Huang, 2015] Huang, X.; Sun, J.; Li, J. *Effect of initial residual stress and machining-induced residual stress on the deformation of aluminium alloy plate*. Strojnicki Vestnik/Journal of Mechanical Engineering, 2015, 61(2), 131–137. <https://doi.org/10.5545/sv-jme.2014.1897>
- [IATA, 2022] Asociación Internacional de Transporte Aéreo (IATA). *IATA Economics' Chart of the Week - Challenging passenger demand surge amid wider recovery*. 22 julio 2022. <https://www.iata.org/en/iata-repository/publications/economic-reports/challenging-passenger-demand-surge-amid-wider-recovery/>
- [Junbai, 2011] Junbai, L.; Kai, Z. *Multi-point location theory, method, and application for flexible tooling system in aircraft manufacturing*. International Journal of Advanced

- Manufacturing Technology, 2011, 54(5–8), 729–736.  
<https://doi.org/10.1007/s00170-010-2974-y>
- [Kappmeyer, 2012] Kappmeyer, G.; Hubig, C.; Hardy, M.; Witty, M.; Busch, M. *Modern machining of advanced aerospace alloys-Enabler for quality and performance*. Procedia CIRP, 2012, 1(1), 28–43. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2012.04.005>
- [Kolluru, 2013] Kolluru, K.; Axinte, D. *Coupled interaction of dynamic responses of tool and workpiece in thin wall milling*. Journal of Materials Processing Technology, 2013, 213(9), 1565–1574. <https://doi.org/10.1016/J.JMATPROTEC.2013.03.018>
- [Kolluru, 2014] Kolluru, K.; Axinte, D. *Novel ancillary device for minimising machining vibrations in thin wall assemblies*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2014, 85, 79–86. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2014.05.007>
- [Kuczmaszewski, 2016] Kuczmaszewski, J.; Piesko, P.; Zawada-Michalowska, M. *Surface roughness of thin-walled components made of aluminium alloy EN AW-2024 following different milling strategies*. Advances in Science and Technology Research, 2016, 10(30), 150–158.  
<https://doi.org/10.12913/22998624/62515>
- [Kuczmaszewski, 2017] Kuczmaszewski, J.; Pieśko, P.; Zawada-Michałowska, M. *Influence of Milling Strategies of Thin-walled Elements on Effectiveness of their Manufacturing* Procedia Engineering, 2017, 182, 381–386..  
<https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.03.117>
- [Lee, 1996] Lee, P.; Altıntaş, Y. *Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 1996, 36(9), 1059–1072.  
[https://doi.org/10.1016/0890-6955\(95\)00081-X](https://doi.org/10.1016/0890-6955(95)00081-X)
- [Li, 2017] Li, J.; Wang, S. *Distortion caused by residual stresses in machining aeronautical aluminum alloy parts: recent advances*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 89, 997–1012.  
<https://doi.org/10.1007/s00170-016-9066-6>

- [López de Lacalle, 2004] López de Lacalle, L. N.; Sánchez, J. A.; Lamikiz, A. *Mecanizado de alto rendimiento. Procesos de arranque*. Ediciones. Técnicas Izaro. 1ª ed. Bilbao. 2004.
- [López de Lacalle, 2006] López de Lacalle, L. N.; Lamikiz, A.; Sánchez, J. A.; Fernández De Bustos, I. *Recording of real cutting forces along the milling of complex parts*. *Mechatronics*, 2006, 16(1), 21–32.  
<https://doi.org/10.1016/j.mechatronics.2005.09.001>
- [Muñoz, 2013] Muñoz Machado, Andrés *La política industrial. Un reto de nuestro tiempo*. Ediciones Díaz de Santos. 1ª ed. 2013.
- [Mahmud, 2015] Mahmud, A.; Mayer, J. R. R.; Baron, L. *Magnetic attraction forces between permanent magnet group arrays in a mobile magnetic clamp for pocket machining*. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 2015, 11, 82–88.  
<https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2015.08.005>
- [Masoudi, 2015] Masoudi, S.; Amini, S.; Saeidi, E.; Eslami-Chalander, H. *Effect of machining-induced residual stress on the distortion of thin-walled parts*. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2015, 76, 597–608.  
<https://doi.org/10.1007/s00170-014-6281-x>
- [Meshreki, 2008] Meshreki, M.; Kovecses, J.; Attia, H.; Tounsi, N. *Dynamics modeling and analysis of thin-walled aerospace structures for fixture design in multiaxis milling*. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2008, 130(3), 31011–31012.
- [Modig, 2014] Modig. *Universal Holding Fixture Skin*. 2014.  
<https://www.hartwiginc.com/builder/modig/>
- [Mtorres, 2022] Mtorres. *Surface Milling Machine*. 2022.  
<https://mtorres.es/es/equipamientos/sistemas-de-fabricacion/machining/surface-milling>
- [Nicola, 2020] Nicola, M.; Alsafi, Z.; Sohrabi, C.; Kerwan, A.; Al-Jabir, A.; Iosifidis, C.; Agha, M.; Aghaf, R. *The socio-economic implications of the coronavirus pandemic (COVID-19): A review*. *International Journal of Surgery*, 2020, 78, 185–193.  
<https://doi.org/doi: 10.1016/j.ijisu.2020.04.018>

- [Hegan, 2022] Hegan. *Nota de Prensa Asamblea General 2022*. 16 Junio 2022.  
<https://www.hegan.com/Corporativa/MostrarNoticia.aspx?C7yOogmVDdl2MICuq62346789fq1XQ90785678d90785678d>
- [ICAO, 2021] Organización de Aviación Civil Internacional (ICAO). *Appendix A: Traffic Forecasts. ICAO Revenue Passenger-Kilometres (RPK) Forecasts Scenarios*. 2021.  
[https://www.icao.int/sustainability/Documents/Post-COVID-19 forecasts scenarios tables.pdf](https://www.icao.int/sustainability/Documents/Post-COVID-19%20forecasts%20scenarios%20tables.pdf)
- [IATA, 2021] International Air Transport Association (IATA). *Airline Industry Statistics Confirm 2020 Was Worst Year on Record*. 2021. <https://www.hub.com.pa/airline-industry-statistics-confirm-2020-was-worst-year-on-record/>
- [Oleaga, 2018] Oleaga, I.; Pardo, C.; Zulaika, J. J.; Bustillo, A. *A machine-learning based solution for chatter prediction in heavy-duty milling machines*. *Measurement: Journal of the International Measurement Confederation*, 2018, 128(May), 34–44.  
<https://doi.org/10.1016/j.measurement.2018.06.028>
- [Onexia Aerospace, 2012] Onexia Aerospace. *Flexible Tooling for Automation*. 2012.  
<http://onexia.com/aerospace/pdf//ONExia-Aerospace-UHF.pdf>
- [Osher, 1988] Osher, S.; Sethian, J. A. *Fronts propagating with curvature-dependent speed: Algorithms based on Hamilton-Jacobi formulations*. *Journal of Computational Physics*, 1988, 79(1), 12–49. [https://doi.org/10.1016/0021-9991\(88\)90002-2](https://doi.org/10.1016/0021-9991(88)90002-2)
- [Oyama, 2019] Oyama, K.; Diplas, S.; M'hamdi, M.; Gunnæs, A. E.; Azar, A. S. *Heat source management in wire-arc additive manufacturing process for Al-Mg and Al-Si alloys*. *Additive Manufacturing*, 2019, 26(January), 180–192.  
<https://doi.org/10.1016/j.addma.2019.01.007>
- [Pérez, 2018] Pérez, I.; Madariaga, A.; Cuesta, M.; Garay, A.; Arrazola, P. J.; Ruiz, J. J.; Rubio, F. J.; Sánchez, R. *Effect of cutting speed on the surface integrity of face milled 7050-T7451 aluminium workpieces*. *Procedia CIRP* 2018, 71, 460–465.  
<https://doi.org/10.1016/j.procir.2018.05.034>

- [Pierard, 2008] Pierard, O.; Barboza, J.; Dufлот, M.; D'Alvise, L.; Perez-Duarte, A. *Distortions prediction during multi-pass machining simulations by using the level-set method*. International Journal of Material Forming, 2008, 1, 563–565. <https://doi.org/10.1007/s12289-008-0-318-3>
- [Pierrat, 2021] Pierrat, E.; Rupcic, L.; Hauschild, M. Z.; Laurent, A. *Global environmental mapping of the aeronautics manufacturing sector*. Journal of Cleaner Production, 2021, 297, 126603. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2021.126603>
- [Pimenov, 2022] Pimenov, D. Y.; Kumar Gupta, M.; da Silva, L. R. R.; Kiran, M.; Khanna, N.; Krolczyk, G. M. *Application of measurement systems in tool condition monitoring of Milling: A review of measurement science approach*. Measurement: Journal of the International Measurement Confederation, 2022, 199(January), 111503. <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2022.111503>
- [Qu, 2016] Qu, S.; Zhao, J.; Wang, T. *Three-dimensional stability prediction and chatter analysis in milling of thin-walled plate*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016, 86(5–8), 2291–2300. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-8357-2>
- [Ramahandry, 2021] Ramahandry, T.; Bonneau, V.; Bani, E.; Vlasov, N.; Flickenschild, M.; Batura, O.; Tcholtchev, N.; Lämmel, P.; Boerger, M. *Key enabling technologies for Europe's technological sovereignty*. European Parliamentary Research Service (EPRS). Panel for the Future of Science and Technology. Diciembre 2021. [https://www.europarl.europa.eu/RegData/etudes/STUD/2021/697184/EPRS\\_STU\(2021\)697184\\_EN.pdf](https://www.europarl.europa.eu/RegData/etudes/STUD/2021/697184/EPRS_STU(2021)697184_EN.pdf)
- [Ratchev, 2004] Ratchev, S.; Liu, S.; Huang, W.; Becker, A. A. *Milling error prediction and compensation in machining of low-rigidity parts*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2004, 44(15), 1629–1641. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2004.06.001>
- [Rifai, 2020] Rifai, A. P.; Aoyama, H.; Tho, N. H.; Md Dawal, S. Z.; Masruroh, N. A. *Evaluation of turned and milled surfaces roughness using convolutional neural network*. Measurement: Journal of the International Measurement

- Confederation, 2020, 161, 107860.  
<https://doi.org/10.1016/j.measurement.2020.107860>
- [Rodrigues, 2019] Rodrigues, T. A.; Duarte, V.; Miranda, R. M.; Santos, T. G.; Oliveira, J. P. *Current status and perspectives on wire and arc additive manufacturing (WAAM)*. *Materials*, 2019, 12(7).  
<https://doi.org/10.3390/ma12071121>
- [Rubio-Mateos, 2016] Rubio-Mateos, A.; Calleja, L.; Orive, J.; Mújica, Á.; Rivero, A. *Flexible Machining System for an Efficient Skin Machining*. SAE Technical Papers, 2016–October.  
<https://doi.org/10.4271/2016-01-2129>
- [Rubio-Mateos, 2018] Rubio-Mateos, A.; Rivero, A.; Del So, I.; Ukar, E.; Lamikiz, A. *Capacitation of flexibles fixtures for its use in high quality machining processes: an application case of the industry 4.0 paradigm*. *DYNA*, 2018, 93(1), 608–612.  
<https://doi.org/10.6036/8824>
- [Rubio-Mateos, 2020a] Rubio-Mateos, A.; Rivero, A.; Ukar, E.; Lamikiz, A. *Influence of Elastomer Layers in the Quality of Aluminum Parts on Finishing Operations*. *Metals*, 2020, 10(2)(289), 1–15. <https://doi.org/10.3390/met10020289>
- [Rubio-Mateos, 2020b] Rubio-Mateos, Antonio. *Desarrollo de sistema flexible de fabricación de pieles aeronáuticas por mecanizado mecánico*. Universidad del País Vasco - Euskal Herriko Unibertsitatea. Departamento de Ingeniería Mecánica, 2020.
- [Rubio-Mateos, 2021] Rubio-Mateos, A.; Casuso, M.; Rivero, A.; Ukar, E. *Vibrations characterization in milling of low stiffness parts with a rubber-based vacuum fixture*. *Chinese Journal of Aeronautics*, 2021, 34(6), 54–66.  
<https://doi.org/10.1016/j.cja.2020.04.002>
- [Sarkis, 2020] Sarkis, J.; Cohen, M. J.; Dewick, P.; Patrick, S. *Brave New World: Lessons from the COVID-19 Pandemic for Transitioning to Sustainable Supply and Production*. *Resour Conserv Recycl.*; 2020, 159(104894).  
<https://doi.org/doi:10.1016/j.resconrec.2020.104894>

- [Schajer, 2013] Schajer, Gary S. *Practical residual stress measurement methods*. John Wiley & Sons. 2013.  
<https://doi.org/10.1002/9781118402832>
- [Seguy, 2008a] Seguy, S.; Campa, F. J.; de Lacalla, L. N. L.; Arnaud, L.; Desein, G.; Aramendi, G. *Toolpath dependent stability lobes for the milling of thin-walled parts*. *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 2008, 4(4), 377–392. <https://doi.org/10.1504/IJMMM.2008.023720>
- [Seguy, 2008b] Seguy, S.; Desein, G.; Arnaud, L. *Surface roughness variation of thin wall milling, related to modal interactions*. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2008, 48(3–4), 261–274.  
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2007.09.005>
- [Shi, 2017] Shi, J.; Song, Q.; Liu, Z.; Ai, X.; *A novel stability prediction approach for thin-walled component milling considering material removing process*. *Chinese Journal of Aeronautics*, 2017, 30(5), 1789-1798.  
<https://doi.org/10.1016/J.CJA.2017.05.011>
- [Sim, 2010] Sim, W. M. *Challenges of residual stress and part distortion in the civil airframe industry*. *International Journal of Microstructure and Materials Properties*, 2010, 5(4–5), 446–455. <https://doi.org/10.1504/IJMMP.2010.037621>
- [Slamani, 2021] Slamani, M.; Chatelain, J. F.; Il, A.; Balazinski, M. *Statistical Analysis and Modeling of Temperature Distribution during Various Milling Operations of Thin Walled Aircraft Parts*. *Physica A*, 2021, 570, 125842.  
<https://doi.org/10.1016/j.physa.2021.125842>.
- [Song, 2015] Song, Q.; Liu, Z.; Wan, Y.; Ju, G.; Shi, J. Application of Sherman–Morrison–Woodbury formulas in instantaneous dynamic of peripheral milling for thin-walled component. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2015, 96–97, 79–90. <https://doi.org/10.1016/J.IJMECSCI.2015.03.021>
- [Srivastava, 2020] Srivastava, S.; Garg, R. K.; Sharma, V. S.; Sachdeva, A. *Measurement and Mitigation of Residual Stress in Wire-Arc Additive Manufacturing: A Review of Macro-Scale Continuum Modelling Approach*. *Archives of Computational Methods in Engineering*, 2020.  
<https://doi.org/10.1007/s11831-020-09511-4>



- [Suárez, 2018] Suárez, A.; Veiga, F.; Polvorosa, R.; Artaza, T.; Holmberg, J.; López de Lacalle, L. N.; Wretland, A. *Surface integrity and fatigue of non-conventional machined Alloy 718*. *Journal of Manufacturing Processes*, 2018, 48, 44–50. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2019.09.041>
- [Thevenot, 2006] Thevenot, V.; Arnaud, L.; Dessenin, G.; Cazenave-Larroche, G. *Influence of material removal on the dynamic behavior of thin-walled structures in peripheral milling*. *Machining Science and Technology*, 2006, 10(3), 275–287. <https://doi.org/10.1080/10910340600902082>
- [Timoshenko, 1970] Timoshenko, Stephen. *Teoría de placas y láminas*. Urmo. 1ª ed. Bilbao. 1970.
- [Tomlinson, 2014] Tomlinson, D.; Wichmann, J. *Chemical Milling Environmental Improvements, Aerospace is Green and Growing*. *Products Finishing*. 6 enero 2014. <https://www.pfonline.com/articles/chemical-milling-environmental-improvements-aerospace-is-green-and-growing>
- [Kostyrka, 2019] Kostyrka. *Universal holding fixture (UHF) Flexible Tooling System*. 2019. <https://eurotechcorp.com/wp-content/uploads/2019/07/KostyrkaUHF.pdf>
- [UN News, 2020] UN News. *COVID-19: Major airlift operation, part of wider UN supply chain effort, reaches 'most vulnerable' African nations*. 14 Abril 2020. <https://news.un.org/en/story/2020/04/1061662>
- [Urbikain, 2017] Urbikain, G.; Alvarez, A.; de Lacalle, L. N. L.; Arsuaga, M.; Alonso, M. A.; Veiga, F. *A reliable turning process by the early use of a deep simulation model at several manufacturing stages*. *Machines*, 2017, 5(2). <https://doi.org/10.3390/machines5020015>
- [Villate, 2022] Villate, A. *Entrevista a Ana Villate, directora de HEGAN*. Radio Vitoria. 21 Julio 2022. <https://www.hegan.com/Corporativa/MostrarNoticia.aspx?C7yOogmVDdIYyZVEXLBDLA90785678d90785678d>
- [Wang, 2018] Wang, J.; Zhang, D.; Wu, B.; Luo, M. *Prediction of distortion induced by machining residual stresses in thin-walled components*. *International Journal of Advanced*

- Manufacturing Technology, 2018, 95, 4153–4162.  
<https://doi.org/10.1007/s00170-017-1358-y>
- [Wang, 2022] Wang, J.; Liu, Q.; Sun, P.; Zang, C.; Wang, L.; Ning, Z.; Li, M.; Wang, H. *Research Status and Prospect of Laser Scribing Process and Equipment for Chemical Milling Parts in Aviation and Aerospace*. *Micromachines*, 2022, 13(2).  
<https://doi.org/10.3390/mi13020323>
- [Werke, 2018] Werke, M.; Wretland, A.; Ottosson, P.; Holmberg, J.; Machens, M.; Semere, D. *Geometric distortion analysis using a combination of the contour method and machining simulation*. 51st CIRP Conference on Manufacturing Systems, 2018, 72, 1481–1486.  
<https://doi.org/10.1016/j.procir.2018.03.213>
- [Wu, 2018] Wu, B.; Pan, Z.; Ding, D.; Cuiuri, D.; Li, H.; Xu, J.; Norrish, J. (2018). *A review of the wire arc additive manufacturing of metals: properties, defects and quality improvement*. *Journal of Manufacturing Processes*, 35(August), 127–139.  
<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2018.08.001>
- [Wu, 2021] Wu, G.; Li, G.; Pan, W.; Raja, I.; Wang, X.; Ding, S. *A state-of-art review on chatter and geometric errors in thin-wall machining processes*. *Journal of Manufacturing Processes*, 2021, 68, 454–480.  
<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2021.05.055>
- [Yan, 2018] Yan, Q.; Luo, M.; Tang, K. *Multi-axis variable depth-of-cut machining of thin-walled workpieces based on the workpiece deflection constraint*. *CAD Computer Aided Design*, 2018, 100, 14–29.  
<https://doi.org/10.1016/j.cad.2018.02.007>
- [Yang, 2014] Yang, Y.; Li, M.; Li, K. R. *Comparison and analysis of main effect elements of machining distortion for aluminum alloy and titanium alloy aircraft monolithic component*. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2014, 70(9–12), 1803–1811.  
<https://doi.org/10.1007/s00170-013-5431-x>
- [Yue, 2019] Yue, C.; Gao, H.; Liu, X.; Liang, S. Y.; Wang, L. *A review of chatter vibration research in milling*. *Chinese Journal of*

- Aeronautics, 2019, 32(2), 215–242.  
<https://doi.org/10.1016/j.cja.2018.11.007>
- [Zhang, 2018] Zhang, Z.; Li, H.; Liu, X.; Zhang, W.; Meng, G. *Chatter mitigation for the milling of thin-walled workpiece*. International Journal of Mechanical Sciences, 2018, 138–139, 262–271.  
<https://doi.org/10.1016/J.IJMECSCI.2018.02.014>
- [Zhao, 2012] Zhao, H.; Zhang, G.; Yin, Z.; Wu, L. *Three-dimensional finite element analysis of thermal stress in single-pass multi-layer weld-based rapid prototyping*. Journal of Materials Processing Technology, 2012, 212(1), 276–285.  
<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2011.09.012>
- [Zheng, 2018] Zheng, P.; Wang, H.; Sang, Z.; Zhong, R. Y.; Liu, Y.; Liu, C.; Mubarak, K.; Xu, X. *Smart manufacturing systems for Industry 4.0: Conceptual framework, scenarios, and future perspectives*. Frontiers of Mechanical Engineering, 2018, 13(2), 137–150. <https://doi.org/10.1007/s11465-018-0499-5>
- [Zhou, 2011] Zhou, Y.; Li, Y.; Wang, W. *A feature-based fixture design methodology for the manufacturing of aircraft structural parts*. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 2011, 27(6), 986–993.  
<https://doi.org/10.1016/j.rcim.2011.05.002>
- [Zhu, 2020] Zhu, L.; Liu, C. *Recent progress of chatter prediction, detection and suppression in milling*. Mechanical Systems and Signal Processing, 2020, 143, 106840.  
<https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2020.106840>





