

Tesis Doctoral

**Desarrollo de sistema flexible de fabricación
de pieles aeronáuticas por mecanizado
mecánico**

Presentada por:

D. Antonio Rubio Mateos

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. D. Aitzol Lamikiz Mentxaka

Dr. D. Eneko Ukar Arrien

Bilbao, julio de 2020

Tesis Doctoral

**Desarrollo de sistema flexible de fabricación
de pieles aeronáuticas por mecanizado
mecánico**

Presentada por:

D. Antonio Rubio Mateos

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. D. Aitzol Lamikiz Mentxaka

Dr. D. Eneko Ukar Arrien

Bilbao, julio de 2020

*A mi hermano, David, a mis padres, Nati y Antonio, y a Sara.
No soplan vientos favorables para quien no conoce el rumbo, pero sin vosotros
no me hubiera podido mantener a flote.*

Quiero aprovechar estas líneas para agradecer a todas las personas que en algún momento han contribuido a que el presente trabajo se haya podido realizar.

En primer lugar, quiero mencionar a mis directores de Tesis, Asun Rivero, Aitzol Lamikiz y a Eneko Ukar. A Asun, por su confianza en mí, por su ayuda y por su motivación constante. A Aitzol, por la oportunidad de realizar esta tesis y orientarme desde el comienzo. A Eneko, por su apoyo y supervisión de cara a desarrollar un trabajo de calidad.

No puedo dejar de agradecer a todas las personas involucradas en el proyecto TEMPROCEN, origen de esta Tesis. En especial quiero agradecer a los compañeros de ZAYER Luis Calleja, Koldo Beitia, Javier Orive, Ángel Múgica, Jose Antonio Santamaría, Asier Balza, Ángel Ordax, Joseba Villasante, Arturo Valiente e Iñigo Lekuona, por la confianza depositada en mí y por la colaboración en el desarrollo de esta tecnología. Por otro lado, también quiero agradecer a los compañeros de AEROMETALLIC, Rafael Sánchez, Javier Rubio y Mari Fe Chivite, por la orientación y apoyo en la implementación de las tecnologías desarrolladas. Además, quiero dar las gracias a la Universidad de Cádiz por su apoyo, y en especial a Irene Del Sol.

Quiero destacar también el apoyo recibido por parte de todos mis compañeros del área de Fabricación Avanzada de TECNALIA que me han acompañado durante todos estos años. En especial quiero agradecer toda la ayuda recibida por parte de Arantxa Apaolaza, Jokin Lekunberri, Mikel Casuso, Jon Ander Altamira, Pedro Ramiro, Mikel Ortiz, Ángel San Román, Txomin Ostra, Germán Rodríguez, Jon Borha Fernández, Gorka Puertas, Teresa Artaza, Ibone Oleaga, Rakel Pacheco, Josu Larrañaga, Nieves Murillo, Gorka Imbuluzqueta, Iñigo Lazkanotegi, Benjamín Rubio, Vanessa Benito, Menchu Ortueta, Fernando Veiga, Alfredo Suarez, Amaia Alberdi, Aitor Lasa y Mariluz Penalva.

A todos ellos, muchas gracias.

Por último, un agradecimiento muy especial merece la comprensión, paciencia y el ánimo recibidos de mi familia y amigos.

Resumen

El objeto a estudiar en esta tesis doctoral es el desarrollo y caracterización de una solución flexible y de bajo coste que permita la fabricación de pieles aeronáuticas de aluminio mediante mecanizado convencional. Este concepto se basa, por un lado, en la adaptación e integración de láminas de nitrilo butadieno (NBR) como utillajes flexibles de vacío. Por otro lado, de cara a compensar la diferencia de tolerancia de espesor de este tipo de elementos flexibles con los requisitos de espesor demandados en la industria, se plantea la integración de diferentes elementos de monitorización que permitan la adaptación de la trayectoria de la herramienta. Así, se pretende que este sistema sea capaz de fabricar este tipo de piezas aeronáuticas esbeltas sin tener que recurrir a tecnologías de bajo rendimiento, como el fresado químico, o incurrir en grandes inversiones, como las soluciones de fresado mecánico mediante máquina de doble cabezal.

La metodología llevada a cabo para alcanzar este objetivo ha consistido en el diseño, fabricación y experimentación de los diferentes elementos del sistema, así como del modelado del comportamiento del elemento flexible de cara a analizar la implementación de esta tecnología en aplicaciones industriales.

En primer lugar, se ha diseñado, fabricado y puesto a punto un utillaje flexible de vacío basado en la transformación de una lámina de NBR en elemento de amarre de la pieza a mecanizar. Este sistema permite, bajo la misma configuración de amarre, intercalar operaciones de fresado, de recantado y de taladrado pasante. Por un lado, esta capacidad del utillaje permite cubrir todas las operaciones requeridas para la fabricación de pieles aeronáuticas. Por el otro, dado que el utillaje no requiere de elementos de estanqueidad adicionales, permite abordar diferentes geometrías sin tener que rediseñar el sistema de amarre para cada referencia de pieza.

En segundo lugar, se ha caracterizado experimentalmente el comportamiento a compresión del utillaje para dos compuestos de dureza diferente. En este caso, los ensayos de compresión estándar no son suficientes para tener en cuenta el verdadero efecto de disponer de ranuras en el sistema, así como de partir de una pretensión derivada de la unión por vacío entre el utillaje y la pieza. Por tanto, el grueso de la caracterización se ha realizado directamente sobre el banco de ensayos de tal forma que se ha analizado el efecto de la memoria de forma del material, así como la influencia de la velocidad de deformación en la compresión del utillaje.

En línea con esta caracterización de la compresión del material, se ha analizado el efecto del fresado de piezas sobre este tipo de utillajes. Para comenzar, se ha analizado la viabilidad térmica de esta solución teniendo en cuenta la generación de altas temperaturas en la zona de corte. Así, mediante un modelo de transmisión de calor por conducción se ha podido verificar que, para las operaciones de mecanizado analizadas, las láminas de NBR se encuentran dentro de su rango térmico de trabajo y que, por tanto, no sufren daño térmico. Además, este modelo permite estimar el valor de espesor mínimo de la pieza en función del diámetro de herramienta, velocidad de avance de la operación de fresado y diseño del utillaje para que no se produzca daño térmico en las láminas de elastómero.

Por otro lado, mediante ensayos de ranurado y fresado de cajas, se ha analizado el efecto que tienen diferentes parámetros de mecanizado sobre el comportamiento dinámico del utillaje. Para ello, se han dispuesto diferentes configuraciones de ensayos en función del tamaño y espesor de pieza, de la dureza del compuesto del utillaje, así como de la operación de fresado realizada. Para cada sistema se han obtenido diferentes resultados de cara a analizar distintos aspectos del comportamiento del sistema. Así, para cada sistema, se han calculado los lóbulos de estabilidad mediante un modelo de fuerzas, se han identificado los parámetros de proceso críticos en base a la técnica de ANOVA y se ha analizado su comportamiento dinámico mediante la monitorización de los esfuerzos axiales del proceso y la calidad de la pieza obtenida en términos de rugosidad y espesor. Además, de cara a implementar este tipo de soluciones en otras aplicaciones, se ha validado un modelo de fuerzas en operaciones de ranurado y se ha planteado un modelo de rugosidad que permite identificar los diferentes fenómenos que toman parte en la vibración de la pieza y, por tanto, en la generación del perfil del suelo mecanizado.

Por último, se ha trabajado en la implementación de este tipo de soluciones a nivel industrial y, especialmente, en aplicaciones aeronáuticas. Con este objetivo, se han presentado tres patentes que abordan diferentes aspectos críticos para la integración de esta tecnología. La primera patente plantea una solución para la monitorización on-line del proceso integrando un sensor delante de la herramienta de mecanizado que mide la posición y/o el espesor de la pieza. Con esta solución se pueden recabar datos del estado real de la pieza y así poder actuar sobre la herramienta para garantizar los criterios de calidad exigidos en las zonas mecanizadas. Las otras dos patentes presentan diferentes configuraciones para explotar las capacidades elásticas de estos utillajes y así poder adaptarse a piezas de curvaturas simples y dobles.

Finalmente, se presentan diferentes pautas y recomendaciones para el uso de este tipo de sistemas en base a los resultados obtenidos durante este trabajo.

Así pues, los resultados obtenidos en esta tesis validan la utilización de este tipo de sistemas en la fabricación de piezas de baja rigidez, como pueden ser las pieles aeronáuticas, a la vez que presentan diferentes herramientas que permiten la caracterización del comportamiento de estos utillajes ante los esfuerzos generados en operaciones de fresado.

Índice de contenidos

ÍNDICE DE CONTENIDOS	1
ÍNDICE DE FIGURAS	6
ÍNDICE DE TABLAS	14
NOMENCLATURA	15
CAPÍTULO I : INTRODUCCIÓN	I-1
1 Contexto tecnológico e industrial	I-1
2 Objetivos de la Tesis Doctoral	I-3
3 Organización del Trabajo de Tesis Doctoral	I-4
CAPÍTULO II : ESTADO DEL ARTE	II-1
1 Introducción	II-1
2 Fabricación de pieles aeronáuticas	II-1
2.1 Descripción de pieles aeronáuticas	II-1
2.2 Mecanizado de pieles por fresado químico.....	II-3
2.3 Soluciones basadas en el fresado mecánico.....	II-4
3 Reducción de vibraciones en mecanizados de piezas de baja rigidez II-11	
3.1 Caracterización y ajuste de parámetros del sistema	II-11
3.2 Soluciones de amortiguamiento activo.....	II-15
3.3 Soluciones de amortiguamiento pasivo.....	II-16
3.3.1 Amortiguamiento pasivo con elastómeros	II-16
3.3.2 Otros métodos de amortiguamiento pasivo	II-19
4 Tecnologías de monitorización y ajuste de trayectorias	II-21
5 Conclusiones del estado del arte	II-24
CAPÍTULO III : DISEÑO Y VALIDACIÓN DE LOS UTILLAJES BASADOS EN ELASTÓMEROS	III-1
1 Introducción	III-1

2	Equipamiento experimental	III-5
2.1	Descripción de la máquina	III-5
2.2	Herramienta de corte	III-6
2.3	Materiales utilizados	III-7
2.3.1	Materiales de los utillajes: NBR65 y NBR90	III-7
2.3.2	Material de ensayo: Aluminio 2024-T3	III-9
2.4	Equipamiento de medición	III-10
2.4.1	Transformador Diferencial de Variación Lineal (<i>Linear Variable Differential Transformer</i> o LVDT)	III-10
2.4.2	Sensor láser	III-11
2.4.3	Rugosímetro	III-12
2.4.4	US con acoplante	III-12
2.4.5	Acelerómetro	III-13
2.4.6	Digitalizado 3D	III-14
2.4.7	Cámara termométrica	III-15
2.5	Monitorización del proceso	III-16
2.5.1	US EMAT	III-16
2.5.2	Mesa dinamométrica	III-17
2.5.3	Transductor de presión	III-18
3	Transformación de lámina de elastómero en utillaje de vacío	III-19
3.1	Mecanizado de la lámina de elastómero	III-19
3.2	Diseño del utillaje	III-21
3.3	Optimización del amarre por vacío	III-23
3.4	Selección del amarre del utillaje a la mesa	III-24
3.5	Análisis de viabilidad ante esfuerzos laterales	III-25
4	Caracterización de la deformación del utillaje flexible	III-27
4.1	Caracterización estándar	III-27
4.2	Caracterización sobre utillaje	III-28
4.2.1	Efecto de la memoria de forma	III-30
4.2.2	Efecto de la velocidad de deformación	III-32

4.2.3	Caracterización con pretensión	III-33
4.2.4	Análisis de mecanizados pasantes	III-34
4.3	Conclusiones de la caracterización de la deformación del utillaje flexible	III-37
5	Análisis de la viabilidad térmica de los elastómeros	III-39
5.1	Monitorización de temperaturas.....	III-40
5.2	Cálculo de la transmisión térmica por conducción	III-41
5.2.1	Simplificaciones.....	III-41
5.2.2	Cálculo de parámetros geométricos	III-42
5.2.3	Cálculo de la transmisión de calor	III-47
5.3	Conclusiones del análisis de viabilidad térmica de los elastómeros .	III-50

CAPÍTULO IV : CARACTERIZACIÓN DE LOS UTILLAJES BASADOS EN ELASTÓMEROS EN FRESADO

1	Introducción	IV-1
2	Caracterización del elastómero con pieza rígida ante parámetros de proceso de acabado	IV-2
2.1	Diseño de experimentos.....	IV-2
2.2	Error de espesor	IV-4
2.3	Rugosidad	IV-7
2.4	Modelo de fuerza	IV-10
2.5	Conclusiones de la caracterización del elastómero en fresado de pieza de elevada rigidez	IV-21
3	Estudio de fresado de piezas de baja rigidez sobre utillaje de elastómero	IV-23
3.1	Diseño de experimentos.....	IV-23
3.1.1	Ensayos de fresado de cajas	IV-23
3.1.2	Ensayos de ranurado	IV-25
3.1.3	Cálculo de los SLDs.....	IV-26
3.2	Modelo de rugosidad	IV-26
3.3	Análisis del efecto de pérdida de material.....	IV-31

3.4	Efecto del espesor de la pieza	IV-39
3.5	Validación del modelo de rugosidad.....	IV-43
3.6	Conclusiones de la caracterización del elastómero en fresado de pieza de reducida rigidez	IV-47

CAPÍTULO V : IMPLEMENTACIÓN EN APLICACIONES AERONÁUTICAS..... V-1

1	Introducción	V-1
2	Monitorización de proceso	V-1
2.1	Patente de la integración de sensores en el cabezal	V-2
2.2	Diseño de integración del sistema de monitorización	V-4
2.2.1	Integración de los sensores en el sistema de monitorización	V-4
2.2.2	Posicionamiento de los sensores delante de la herramienta	V-5
2.2.3	Tratamiento de la señal de posicionamiento de la pieza	V-7
2.3	Fabricación y puesta a punto del sistema de monitorización.....	V-9
3	Adaptación del elastómero a geometrías complejas	V-13
3.1	Utillaje pasivo para simple curvatura	V-13
3.2	Utillaje activo para geometrías complejas	V-16
4	Pautas de utilización de las láminas de elastómero como utillajes flexibles	V-21
4.1	Selección del elastómero	V-21
4.1.1	Composición	V-21
4.1.2	Espesor	V-22
4.1.3	Planitud	V-22
4.2	Mecanizado de la lámina de elastómero	V-23
4.2.1	Mecanizado de ranuras	V-23
4.2.2	Planeado.....	V-23
4.3	Amarre de la pieza.....	V-24
4.4	Selección tipo de apoyo y amarre	V-24
4.5	Condiciones de mecanizado	V-25

CAPÍTULO VI : CONCLUSIONES Y LÍNEAS FUTURAS DEL TRABAJO	VI-1
1 Conclusiones	VI-1
2 Líneas futuras	VI-2
REFERENCIAS	VI-1
ANEXO 1: FICHA TÉCNICA DEL COMPUESTO NBR65.....	1
ANEXO 2: FICHA TÉCNICA DEL COMPUESTO NBR90.....	2

Índice de figuras

Figura II-1. Piel metálica mecanizada por fresado químico.	II-2
Figura II-2. Fresado químico. (a) Esquema y (b) ejemplo de instalación real. .	II-3
Figura II-3. Utillaje de amarre discreto. (a) Esquema y (b) Utillaje de MODIG [Modig, 2016]	II-5
Figura II-4. End-effector para el amarre magnético y mecanizado de pieles. (a) Diseño conceptual y (b) Prototipo laboratorio [Mahmud, 2015].	II-5
Figura II-5. Fresado convencional con máquina de doble cabezal. (a) Esquema y (b) Sistema Torres Surface Milling de MTorres [MTorres, 2016].	II-6
Figura II-6. Utillajes flexibles de amarre continuo. (a) Patente de Loxin [Loxin, 2012] y (b) Patente de MTorres [MTorres, 2013].	II-7
Figura II-7. Sistema flexible de fresado de pieles a desarrollar en la tesis.	II-7
Figura II-8. Limitación a piezas de reducido espesor. (a) Patente de Loxin [Loxin, 2012] y (b) Patente de MTorres [MTorres, 2013].	II-8
Figura II-9. Descripción elemento flexible. (a) Patente de Loxin [Loxin, 2012] y (b) Patente de MTorres [MTorres, 2013].	II-9
Figura II-10. Distancia entre apoyos. (a) Patente de Loxin [Loxin, 2012] y (b) Patente de MTorres [MTorres, 2013].	II-9
Figura II-11. Banco de ensayos para buscar condiciones de mecanizado idóneas para reducir efecto de vibraciones forzadas. [Huang, 2010].	II-12
Figura II-12. Secciones de lóbulos de estabilidad [Campa, 2011].	II-13
Figura II-13. Fresado de componente monolítico [Herranz, 2005].	II-14
Figura II-14. Banco de ensayos de amortiguador móvil [Fei, 2017].	II-15
Figura II-15. Banco de ensayos de amortiguamiento mediante Corrientes de Eddy. [Butt, 2018].	II-16
Figura II-16. Microestructura del elastómero complementada con negro de carbón/humo. Los círculos grises son las partículas de carbón. Las líneas sólidas son las cadenas de polímeros. Los zig-zags y las líneas discontinuas son los entrecruzamientos [Olsson, 2007].	II-17
Figura II-17.(a) Evolución del amortiguamiento con la frecuencia, en elastómeros [Olsson, 2007] y (b) Variación del ratio de amortiguamiento viscoso frente a la amplitud de la vibración [Balasubramanian, 2018].	II-17
Figura II-18. Implementación de sistema de amortiguamiento basado en superficie viscoelástica [Kolluru, 2014].	II-18

Figura II-19. Banco de ensayos de amortiguamiento mediante fluidos magnetoreológicos [Díaz-Tena, 2013].	II-20
Figura II-20. Banco de ensayos para los ensayos de fresado con la pieza sumergida en fluido viscoso [Zhang, 2017].	II-20
Figura II-21. Medidor de espesores con tecnología DCUT [Innerspec, 2016-a].	II-22
Figura II-22. Método de medición EMAT [Innerspec, 2016-b].	II-22
Figura II-23. Diagrama de flujo de la predicción de la deformación a causa del mecanizado [Chen, 2009].	II-23
Figura III-1. Clasificación de utillajes de vacío.	III-1
Figura III-2. Esquema de utillaje “monomorfo” plano.	III-2
Figura III-3. Esquema de utillaje “ortomorfo”	III-2
Figura III-4. Esquema de utillaje “idiomorfo”.	III-3
Figura III-5. Centro de mecanizado ANAYAK ANAK-MATIC-7-CNC.	III-5
Figura III-6. Centro de mecanizado IBARMIA ZV 25U600 EXTREME.	III-6
Figura III-7. Herramienta utilizada en los ensayos de mecanizado de piezas de aluminio. KENDU uniKENAL 4400.60 D10x11x72 R2,5 L3=32 Z2.	III-7
Figura III-8. LVDT GT1000.	III-10
Figura III-9. Dimensiones del láser ACUITY AR200.	III-11
Figura III-10. Medición en ranura mediante el rugosímetro Mitutoyo SV-2000N2.	III-12
Figura III-11. Medición de espesor en cajera mediante el medidor OLYMPUS Panametrics-NDT 35DL.	III-13
Figura III-12. Acelerómetro uniaxial y ensayos de golpeo para obtener las FRFs del sistema.	III-14
Figura III-13. Sistema de luz estructurada Phoxi 3D Scanner M.	III-15
Figura III-14. Cámara termográfica Xenics-ONCA-1380.	III-15
Figura III-15. Equipo de medición EMAT (izda.) y sonda (dcha.)	III-16
Figura III-16. Carro portasonda EMAT (izda) e integración en máquina ZAYER (dcha)	III-17
Figura III-17. Mesa dinamométrica Kistler 9257B.	III-17
Figura III-18. Medidor de presión y vacío KITA KT-77.	III-18

Figura III-19. Fresa HSS-Izar-STD.W 1Z de Ø5mm (Ref 4412) para el mecanizado de elastómeros.	III-19
Figura III-20. Resultados de los análisis de parámetros de ranurado del elastómero.....	III-21
Figura III-21. Resultados del ranurado del elastómero en varias pasadas: 10 pasadas con $a_p=0,1\text{mm}$ y $f=480$ (izda) y 2 pasadas de $a_p=0,5\text{mm}$ y $f=2400$ (dcha).	III-21
Figura III-22. Ejemplos de utillajes de vacío con distribución de ranuras en forma de cuadrícula.	III-21
Figura III-23. Utillaje de vacío fabricado en NBR90.	III-22
Figura III-24. Integración en máquina del utillaje basado en elastómero.....	III-23
Figura III-25. Lámina porosa de sacrificio (Vacucard®) entre la pieza (izda) y el utillaje (dcha).	III-23
Figura III-26. Corte (izda.) y taladrado (dcha) pasante.	III-24
Figura III-27. Utillaje flexible con diseño de amarre con uniones atornilladas en ocho puntos.....	III-24
Figura III-28. Influencia del amarre atornillado en el perfil de una ranura.	III-25
Figura III-29. Ensayos viabilidad ante esfuerzos laterales.	III-26
Figura III-30. Resultados de esfuerzos y desplazamientos laterales.	III-26
Figura III-31. Probeta ensayos compresión estándar.....	III-27
Figura III-32. Resultados ensayos compresión estándar.	III-28
Figura III-33. Banco de ensayos de compresión sobre el utillaje de vacío. ...	III-29
Figura III-34. Zona de aplicación de la carga por parte del útil.	III-29
Figura III-35. Memoria de forma en ensayos de compresión para NBR65, comparado con las interpolaciones de NBR90.	III-31
Figura III-36. Memoria de forma en ensayos de compresión para NBR90 comparado con las interpolaciones de NBR65.	III-31
Figura III-37. Efecto de la velocidad de deformación en ensayos de compresión para NBR65, comparado con las interpolaciones de NBR90.	III-32
Figura III-38. Efecto de la velocidad de deformación en ensayos de compresión para NBR90, comparado con las interpolaciones de NBR65.	III-33
Figura III-39. Banco de ensayos de comportamiento del elastómero ante esfuerzos a cortadura teniendo en cuenta la pretensión por vacío.	III-33

Figura III-40. Resultados de tensión deformación.	III-34
Figura III-41. Etapas de la deformación del utillaje durante el amarre de la pieza y su taladrado, donde $x_1 > x_2 > x_4 > x_3$	III-36
Figura III-42. Medición de la temperatura de la viruta en la zona de salida del ranurado.	III-40
Figura III-43. Radio de apoyo efectivo de la herramienta.	III-42
Figura III-44. Espesor extra en la zona de radio de acuerdo.	III-43
Figura III-45. Espesor restante real.	III-43
Figura III-46. Área de la zona de corte en la entrada de la zona de apoyo del utillaje.	III-44
Figura III-47. Área de la herramienta en el momento n sobre la zona de apoyo del utillaje.	III-44
Figura III-48. Área de la herramienta en el momento n sobre la zona de apoyo del utillaje.	III-45
Figura III-49. Punto de intersección entre el área de apoyo de la herramienta en el momento n y $n+1$	III-45
Figura III-50. Área de la zona de corte en la salida de la herramienta respecto de la zona de apoyo del utillaje.	III-46
Figura III-51. Zona de intersección de dos circunferencias consecutivas en la salida de la zona de apoyo del utillaje.	III-46
Figura III-52. Área de la fuente térmica (zona de corte) sobre la zona de apoyo del utillaje en función del tiempo.	III-47
Figura III-53. Espesor mínimo de pieza admisible para no sufrir daño térmico en el utillaje.	III-49
Figura IV-1. Esquema del banco de ensayo de ranurado con (izda.) y sin (dcha.) utillaje flexible.	IV-2
Figura IV-2. Ensayos de ranurado en pieza rígida.	IV-3
Figura IV-3. Medición de perfil de la ranura con LVDT.	IV-4
Figura IV-4. Evolución del error de espesor en operación de ranurado, en función de la velocidad de corte.	IV-6
Figura IV-5. Rugosidad en operación de ranurado, en función de la velocidad de corte.	IV-9
Figura IV-6. Rugosidad en operación de ranurado, en función del avance por diente.	IV-9

Figura IV-7. Representación del proceso de fresado en forma de lazo cerrado regenerativo [Campa, 2010].	IV-10
Figura IV-8. Zonas fresadas generadas por el movimiento axial de la pieza. ..	IV-11
Figura IV-9. Fuerzas axiales medias reales comparadas con las del modelo. .	IV-13
Figura IV-10. FRF de la pieza en dirección Z para los diferentes sistemas. .	IV-14
Figura IV-11. SLDs de los tres sistemas con pieza rígida.	IV-14
Figura IV-12. Ampliación de los SLDs de los tres sistemas con pieza rígida en la zona de trabajo.	IV-15
Figura IV-13. FFT de la señal F_z para $f_z=0,1$ mm/diente y una $a_p=0,8$ mm, sin elastómero y $S=2000$ rpm.	IV-16
Figura IV-14. FFT de la señal F_z para $f_z=0,1$ mm/diente y una $a_p=0,8$ mm, sin elastómero y $S=4000$ rpm.	IV-16
Figura IV-15. FFT de la señal F_z para $f_z=0,1$ mm/diente y una $a_p=0,8$ mm, sin elastómero y $S=6000$ rpm.	IV-17
Figura IV-16. FFT de la señal F_z para $f_z=0,1$ mm/diente y una $a_p=0,8$ mm, NBR65 y $S=2000$ rpm.	IV-17
Figura IV-17. FFT de la señal F_z para $f_z=0,1$ mm/diente y una $a_p=0,8$ mm, NBR65 y $S=4000$ rpm.	IV-18
Figura IV-18. FFT de la señal F_z para $f_z=0,1$ mm/diente y una $a_p=0,8$ mm, NBR65 y $S=6000$ rpm.	IV-18
Figura IV-19. FFT de la señal F_z para $f_z=0,1$ mm/diente y una $a_p=0,8$ mm, NBR90 y $S=2000$ rpm.	IV-19
Figura IV-20. FFT de la señal F_z para $f_z=0,1$ mm/diente y una $a_p=0,8$ mm, NBR90 y $S=4000$ rpm.	IV-19
Figura IV-21. FFT de la señal F_z para $f_z=0,1$ mm/diente y una $a_p=0,8$ mm, NBR90 y $S=6000$ rpm.	IV-20
Figura IV-22. Fuerzas axiales medias predichas por el modelo (líneas) y los datos experimentales frente a la tasa de arranque de material (MRR) como función de la velocidad de corte.	IV-21
Figura IV-23. Banco de ensayo de fresado de cajas.	IV-24
Figura IV-24. Banco de ensayo de ranurado.	IV-25
Figura IV-25. Esquema de generación de componentes de rugosidad.	IV-28

Figura IV-26. Evolución del amarre en función de la rigidez de la pieza y de la dureza del elastómero.	IV-29
Figura IV-27. Valor medio del diagrama de lóbulos de estabilidad (SLD) antes (etapa de mecanizado 1) y después (etapa de mecanizado 2) del mecanizado a 4000 rpm.	IV-31
Figura IV-28. Rugosidad en el suelo de cajas, sin elastómero y $a_p=0,2$ mm. IV-32	
Figura IV-29. Rugosidad en el suelo de cajas, sin elastómero y $a_p=0,4$ mm. IV-33	
Figura IV-30. Rugosidad en el suelo de cajas, sin elastómero y $a_p=0,8$ mm. IV-33	
Figura IV-31. Rugosidad en el suelo de cajas, sin elastómero y $a_p=1$ mm. ... IV-34	
Figura IV-32. Rugosidad en el suelo de cajas, con NBR65 y $a_p=0,2$ mm.. IV-34	
Figura IV-33. Rugosidad en el suelo de cajas, con NBR65 y $a_p=0,4$ mm.. IV-35	
Figura IV-34. Rugosidad en el suelo de cajas, con NBR65 y $a_p=0,8$ mm.. IV-35	
Figura IV-35. Rugosidad en el suelo de cajas, con NBR65 y $a_p=1$ mm..... IV-36	
Figura IV-36. Rugosidad en el suelo de cajas, con NBR90 y $a_p=0,2$ mm.. IV-36	
Figura IV-37. Rugosidad en el suelo de cajas, con NBR90 y $a_p=0,4$ mm.. IV-37	
Figura IV-38. Rugosidad en el suelo de cajas, con NBR90 y $a_p=0,8$ mm.. IV-37	
Figura IV-39. Rugosidad en el suelo de cajas, con NBR90 y $a_p=1$ mm..... IV-38	
Figura IV-40. Efecto de la tasa de arranque de material (MRR) en la rugosidad del suelo de las cajas.	IV-38
Figura IV-41. Efecto de la tasa de arranque de material (MRR) en la fuerza axial durante el mecanizado de cajas.	IV-39
Figura IV-42. Efecto de la rigidez de utillaje y pieza en los SLDs.	IV-40
Figura IV-43. Ampliación del efecto de la rigidez de utillaje y pieza en los SLDs en la zona de trabajo.	IV-40
Figura IV-44. Efecto del espesor de la pieza y de la velocidad de corte en las fuerzas axiales.	IV-41
Figura IV-45. Efecto del espesor de la pieza y de la velocidad de corte en la rugosidad.....	IV-43
Figura IV-46. R_h y R_f del caso de ranurado sin elastómero.	IV-44

Figura IV-47. Cálculo de la A_i para cada caso: (a) $h=2$ mm; $V_c=63$ m/min ($A_i=27$ mm²), (b) $h=20$ mm; $V_c=63$ m/min ($A_i=90$ mm²), (c) $h=2$ mm; $V_c =126$ m/min ($A_i=40$ mm²), (d) $h=20$ mm; $V_c =126$ m/min ($A_i=57600$ mm²), (e) $h=2$ mm; $V_c =189$ m/min ($A_i=93$ mm²) y (f) $h=20$ mm; $V_c =189$ m/min ($A_i=57600$ mm²)... IV-45

Figura IV-48. Validación del modelo con los resultados reales de rugosidad. . IV-46

Figura V-1. Patente sensor WO 2017/203068 A1 [Calleja, 2016-a]..... V-3

Figura V-2. Diseño del carro. V-4

Figura V-3. Diseño de la corona de posicionamiento del carro. V-5

Figura V-4. Diseño de integración de los sensores. V-5

Figura V-5. Simulador de posicionamiento de carro respecto a la herramienta. V-5

Figura V-6. Simulador de posicionamiento de las ruedas respecto a la zona ya mecanizada. V-6

Figura V-7. Simulador de trayectoria con CATIA..... V-6

Figura V-8. Ensayos de medición de perfil con interferencia de viruta. V-7

Figura V-9. Filtrado con media móvil de las interferencias por viruta..... V-8

Figura V-10. Comparación de tolerancias de la señal láser. V-9

Figura V-11. Carro para medir el espesor y perfil de la pieza por delante de la herramienta de mecanizado..... V-9

Figura V-12. Máquina TEBAS W de ZAYER. V-10

Figura V-13. Ensayos de medición de espesor con el cabezal en movimiento. V-10

Figura V-14. Ensayos de ajuste online de trayectoria..... V-11

Figura V-15. Señal de ajuste de la posición en z de la herramienta en base a desplazamiento registrado por el LVDT. V-11

Figura V-16. Ranurado con ajuste on-line de trayectoria en función de la medición del perfil de la pieza..... V-12

Figura V-17. Diseño simplificado amarre sensor EMAT. V-12

Figura V-18. Patente utillaje flexible pasivo para simple curvatura WO 2017/203067 A1 [Calleja, 2016-b] V-14

Figura V-19. Diseño y montaje final del utillaje flexible pasivo para simple curvatura integrado en máquina. V-15

Figura V-20. Puesta a punto de la posición de un travesaño por parte de la máquina desde la posición inicial (imágenes superiores) hasta su posición final (imágenes inferiores) donde se bloquea.	V-15
Figura V-21. Pruebas de fresado sobre el utillaje flexible pasivo con configuración de simple curvatura.	V-16
Figura V-22. Presentación patente EP18382965.4	V-17
Figura V-23. Inventores de patente EP18382965.4	V-18
Figura V-24. Diseño de concepto de pluralidad de soportes (izda.) y detalle de uno de ellos (dcha.).	V-19
Figura V-25. Diseño detalle de uno de los soportes.	V-19
Figura V-26. Concepto Kirigami reforzado con rigidizadores.	V-20
Figura V-27. Kirigami de una esfera	V-20
Figura V-28. Diseño de utillaje “idiomorfo” con geometría de Kirigami adaptada.	V-20
Figura V-29. Monitorización utillaje mediante visión.	V-21
Figura V-30. Lámina de elastómero en estado de recepción original (izda.), y con tratamiento de planeado (dcha.)	V-23
Figura V-31. Mecanizado de ranuras con una profundidad de 0,1 mm (izda.), 0,3 mm (centro) y 1mm (dcha.).....	V-23
Figura V-32. Planeado de la lámina de elastómero.....	V-24

Índice de tablas

Tabla II-1. Tolerancias de espesor inicial en planchas de aluminio de AA2024 [IMS,2016].	II-21
Tabla III-1. Propiedades de los elastómeros.	III-8
Tabla III-2. Evolución TGA de NBR65	III-8
Tabla III-3. Evolución TGA de NBR90	III-9
Tabla III-4. Resultados TGA.	III-9
Tabla III-5. Propiedades del Aluminio 2024-T3.	III-10
Tabla III-6. Características del sensor láser.	III-11
Tabla III-7. Condiciones de mecanizado del elastómero.	III-20
Tabla III-8. Calidad de ranurado en función de la profundidad de corte y la velocidad de avance.	III-20
Tabla III-9. Condiciones del análisis de mecanizados pasantes.	III-35
Tabla III-10. Condiciones de mecanizado de las ranuras seleccionadas para la monitorización de la temperatura máxima.	III-40
Tabla IV-1. Condiciones de ranurado.	IV-3
Tabla IV-2. Análisis de la idoneidad de los datos de error de espesor.	IV-5
Tabla IV-3. Análisis varianza de los datos de error de espesor.	IV-5
Tabla IV-4. Análisis de la idoneidad de los datos de rugosidad.	IV-7
Tabla IV-5. Análisis varianza de los datos de rugosidad.	IV-8
Tabla IV-6. Coeficientes de corte para la herramienta tórica en aplicación de acabado.	IV-12
Tabla IV-7. Rango de ensayos de estudio de fresado de piezas de baja rigidez.	IV-23
Tabla IV-8. Análisis de la idoneidad de los datos de rugosidad en el ranurado con el utillaje de NBR65.	IV-42
Tabla IV-9. Análisis de la idoneidad de los datos de rugosidad.	IV-42

Nomenclatura

Acrónimos

AA	Aleación de Aluminio (<i>Aluminium Alloy</i>)
AD	Prueba de Anderson-Darling
ANOVA	Análisis de Varianza (<i>Analysis of Variance</i>)
CAD	Diseño asistido por ordenador (<i>Computer Aided-Design</i>)
CAM	Fabricación asistida por ordenador (<i>Computer Aided-Manufacturing</i>)
CN	Control Numérico
DCUT	Ultrasonido de acoplante en seco (Dry-coupled UT)
DoE	Diseño de experimentos (<i>Design of Experiments</i>)
EMAT	Transductor Electromagnético Acústico (<i>Electro Magnetic Acoustic Transducers</i>)
FFT	Transformada de Fourier (<i>Fast Fourier Transform</i>)
LVDT	Transformador Diferencial de Variación Lineal (<i>Linear Variable Differential Transformer</i>)
NBR	Goma de Acrilonitrilo Butadieno (<i>Nitrile-butadiene rubber</i>)
SLD	Diagrama de Lóbulos de Estabilidad (<i>Stability Lobes Diagram</i>)
US	Ultrasonido

Símbolos

a_c	Distancia penetración herramienta en zona de apoyo del utillaje flexible (mm)
a_p	Profundidad axial de pasada del ensayo (mm)
a_{p_pla}	Profundidad de pasada del planeado previo (mm)
a_r	Profundidad radial de pasada del ensayos (mm)
A	Área (mm ²)
A_i	Área de influencia (mm ²)

A_{ft}	Área del foco térmico	(mm ²)
C_p	Calor específico	(J/kg/K)
E	Módulo de Young	(MPa)
f	Velocidad de avance / Velocidad de deformación	(mm/min)
f_z	Avance por filo	(mm/diente)
F_a	Fuerza axial	(N)
F_r	Fuerza radial	(N)
F_t	Fuerza tangencial	(N)
F_x	Fuerza en dirección x (avance de la herramienta)	(N)
F_y	Fuerza en dirección y (perpendicular al avance)	(N)
F_z	Fuerza en dirección z (axial)	(N)
F_{z_cr}	Fuerza en dirección z (axial) crítica a partir de la cual se produce deflexión en la pieza y un aumento drástico de la zona de influencia.	(N)
h	Espesor de la pieza a mecanizar	(mm)
h_c	Espesor de la zona de apoyo del utillaje flexible	(mm)
h_{min}	Espesor mínimo de la pieza para que no haya deterioro térmico en el elastómero	(mm)
h_{rr}	Espesor resultante real de la pieza a mecanizar	(mm)
h_{rt}	Espesor resultante teórico de la pieza a mecanizar	(mm)
j	Número de dientes en zona de corte	-
K_{ac}	Coeficiente axial de cizalladura	(N/mm ²)
K_{ae}	Coeficiente axial de rozamiento	(N/mm)
K_{rc}	Coeficiente radial de cizalladura	(N/mm ²)
K_{re}	Coeficiente radial de rozamiento	(N/mm)
K_{tc}	Coeficiente tangencial de cizalladura	(N/mm ²)
K_{te}	Coeficiente tangencial de rozamiento	(N/mm)
l	Espesor medio de la lámina de elastómero	(mm)
l_c	Lado de uno de los cuadrados de apoyo del utillaje	(mm)
m	Masa	(kg)

MRR	Tasa de arranque de material (<i>Material Removal Rate</i>)	(m ³ /min)
N	Número de dientes	-
q	Calor	(J)
q _k	Flujo de calor	(J/s)
r	Radio	(mm)
r _t	Radio teórico de la herramienta	(mm)
r _a	Radio teórico de acuerdo de la herramienta	(mm)
r _r	Radio real de apoyo de la herramienta sobre la pieza	(mm)
R _a	Rugosidad media	(μm)
R _f	Rugosidad media generada por el desplazamiento relativo entre la pieza y el utillaje	(μm)
R _h	Rugosidad teórica media	(μm)
R _r	Rugosidad media generada por la compresión del utillaje flexible	(μm)
R _r ^{el}	Rugosidad media generada por la componente elástica de la compresión del utillaje flexible	(μm)
R _r ^{ep}	Rugosidad media generada por la componente elastoplástica de la compresión del utillaje flexible	(μm)
R _r ^{ve}	Rugosidad media generada por la componente viscoelástica de la compresión del utillaje flexible	(μm)
S	Velocidad de giro del husillo/herramienta	(rpm)
t	Tiempo	(s)
T	Temperatura	(°C)
T _{max}	Temperatura máxima	(°C)
V _c	Velocidad de corte	(m/min)
x _r	Distancia de apoyo de la zona de radio de acuerdo	(mm)
y _r	Espesor no mecanizado por el radio de acuerdo	(mm)
z	Profundidad de corte instantánea	(mm)
α	Intervalo de confianza de ANOVA	-
β	Ángulo de hélice de la herramienta	(rad)

κ	Ángulo de la zona toroidal en zona de corte	(rad)
λ	Conductividad térmica del material	(W/m/K)
Δl^e	Compresión axial de la pieza	(mm)
ρ	Densidad	(kg/m ³)
ϕ_i	Posición angular del filo de corte i	(rad)

CAPÍTULO I

CAPÍTULO I: INTRODUCCIÓN

1 Contexto tecnológico e industrial

Históricamente, el transporte aéreo ha duplicado su tamaño cada 15 años, convirtiéndose en una de las industrias que más rápido ha crecido. En esa línea, el tráfico aéreo ha seguido aumentando hasta llegar aproximadamente a 38 millones de vuelos anuales en el mundo, lo cual supone un incremento del 3,7% respecto a los datos del 2017 [ICAO, 2019]. Además, las diferentes previsiones muestran que el número de vuelos seguirá aumentando en los próximos años. A nivel global se espera que en los próximos 20 años el volumen de tráfico aéreo se duplique [ICAO, 2019]. En Europa, por ejemplo, el número de vuelos aumentó un 8% entre 2014 y 2017, y es probable que crezca un 42% entre 2017 y 2040 [EASA, 2019].

A pesar de que actualmente el número de desplazamientos se ha reducido drásticamente debido a la pandemia global por Covid-19, pasando de un valor medio en torno a los 27.000 vuelos diarios a menos de 2000 en un mes [ICAO, 2020], se espera que la recuperación en la cifra de desplazamientos y de crecimiento actual del sector se recupere en un plazo de entre tres y cinco años [Fairy, 2020].

Así, pasado este periodo de incertidumbre la esperada recuperación y posible incremento en el número de vuelos influirá directamente en el pedido de aviones a los fabricantes aeronáuticos. A finales del 2014, los mayores fabricantes aeronáuticos entregaron aproximadamente 1000 aviones, mientras que ya tenían el pedido formalizado de otras 2000 unidades [ICAO, 2015]. De hecho, antes de esta pandemia, en Estados Unidos, por ejemplo, entre 2015 y 2036 se preveía que la flota de aviones se viera incrementada un 0,2% cada año. Este dato, en término de aviones fabricados significa un incremento de 7000 aviones para la flota americana [FAA, 2016].

Las nuevas entregas previstas incluyen todo tipo de aviones, aunque las referencias más demandadas son los aviones de pasillo único. De acuerdo con la previsión que manejaba Airbus antes de este paréntesis global, en los próximos 20 años se esperaban fabricar aproximadamente 29.720 unidades de este tipo de aviones, el 76% del total de sus entregas [Airbus, 2019].

A pesar de que la utilización de materiales compuestos va en aumento en piezas estructurales (B787, Airbus A380, F35, Typhoon) [Arrazola, 2013], el aluminio es todavía el material más utilizado en la industria aeronáutica y en

especial en la fabricación de aviones de pasillo único [Warren, 2004] [Metal, 2016].

Entre los diferentes casos de mecanizado, el fresado de suelos de piezas de baja rigidez es una de las operaciones más críticas que existen dadas las exigentes tolerancias de espesor y rugosidad que poseen. Estas piezas de aluminio de baja rigidez, como pueden ser las pieles aeronáuticas, son fresadas para obtener un incremento en la eficiencia de combustible del avión mediante una reducción de peso de la estructura [Del Sol, 2019-a].

Tradicionalmente, este tipo de piezas han sido fresadas químicamente. Sin embargo, este proceso no-convencional tiene una baja eficiencia y causa problemas de contaminación. Por esa razón, cada vez más se tiende a la promoción de uso de tecnologías más eficientes y competitivas.

Sin embargo, hoy en día, las pieles más sencillas se fabrican sobre mesas de vacío. Estos utillajes amarran las piezas en la máquina y proveen una correcta fijación de cara a implementar condiciones agresivas de mecanizado [Herranz, 2005]. En cualquier caso, este tipo de soluciones fijas sólo se presentan como solución para determinadas geometrías y referencias de piezas. El resto de las piezas, ya sean de simple o doble curvatura, son solo mecanizables mediante el rediseño del utillaje o mediante la fabricación de uno nuevo. En ambos casos, el coste de inversión es significativo.

De cara a sustituir las soluciones existentes, otras soluciones técnicamente más complejas han sido desarrolladas. El sistema más extendido es el llamado tecnología Greenhouse [Zhou, 2016]. Este sistema combina un utillaje exterior con dos cabezales sincronizados a cada lado del panel a mecanizar. Así, mientras la herramienta va mecanizando por un lado de la pieza, el sistema espejo va proporcionando apoyo para evitar la flexión de la chapa y así se garantiza la precisión de espesor mecanizado. Este tipo de solución ya ha llegado a la industria [Dufieux, 2016] [MTorres, 2018], aunque su implementación es limitada debido al elevado coste de la inversión necesaria

Por otro lado, este tipo de operaciones de fresado en piezas de baja rigidez presentan problemas de vibraciones que repercuten en la calidad de los suelos. Estas vibraciones, ya sean chatter [Yue, 2019] o vibraciones forzadas [Huang 2010] han sido ampliamente estudiadas. Se han presentado soluciones para reducirlas en cuanto a parámetros de proceso, soluciones pasivas y activas.

Como alternativa a los sistemas actuales, en este trabajo, se presenta un sistema de fabricación de piezas de baja rigidez que combina la flexibilidad para abordar diferentes geometrías sin necesidad de rediseños con la

capacidad de amortiguamiento que proporcionan ciertos tipos de elastómeros. De esta forma, se presenta una solución más flexible que las mesas de vacío convencionales, a un menor coste que las máquinas de doble cabezal y capaz de fabricar piezas de baja rigidez en base a las tolerancias requeridas por el sector aeronáutico.

2 Objetivos de la Tesis Doctoral

El objetivo principal de esta Tesis Doctoral es el desarrollo de una solución que permita la fabricación de piezas de baja rigidez mediante el uso de un utillaje flexible en combinación con un sistema de monitorizado del estado de la pieza. De cara a alcanzar dicho objetivo se han tenido que abordar diferentes objetivos tecnológicos que se identifican como necesarios para la obtención de una solución válida desde un punto de vista industrial.

El primer objetivo específico es el de diseñar, fabricar y poner a punto un utillaje flexible de vacío basado en la transformación de una lámina de nitrilo butadieno (NBR). Estos compuestos no están diseñados para su utilización en estas aplicaciones de alta calidad, por lo que su rediseño y fabricación como utillaje de vacío ha requerido de un análisis y experimentación de cara a optimizar su funcionalidad como utillaje.

El segundo objetivo es la caracterización del comportamiento de estos compuestos flexibles que componen el utillaje. De esta forma se ha analizado el comportamiento del sistema bajo diferentes configuraciones y aplicaciones para así poder estudiar la influencia de los diferentes parámetros que pueden tener influencia en la calidad de la pieza obtenida.

Así, se ha planteado una metodología experimental basada en ensayos sobre un banco de ensayos, tanto de compresión directa sobre el material flexible como de fresado sobre una pieza test plana amarrada por vacío. Se propone, por tanto, un análisis experimental que trate de emular las condiciones de un utillaje para mecanizado y permita obtener resultados centrados en los valores de fuerzas soportadas por el sistema, así como en los mecanismos de vibración del conjunto.

Por último, una vez puesto a punto el utillaje y habiendo caracterizado el sistema bajo condiciones de compresión y de fresado, se ha definido como tercer objetivo tecnológico el planteamiento de diferentes soluciones que complementen el desarrollo para poder implementar la solución a nivel industrial.

En este sentido se han presentado diferentes soluciones que permitan dar valor a la flexibilidad del material para adaptarse a diferentes geometrías, manteniendo el proceso en el rango de tolerancias requeridas y así poder implementar la solución a nivel industrial y, más concretamente, en el sector aeronáutico.

3 Organización del Trabajo de Tesis Doctoral

De cara a presentar de la forma más clara posible los diferentes desarrollos y caracterizaciones necesarias para la obtención de un sistema capaz de fresar pieles aeronáuticas, el presente trabajo de Tesis Doctoral se ha estructurado de la siguiente manera:

- 1) En el primer capítulo se ha presentado el contexto tecnológico e industrial del trabajo de Tesis Doctoral, así como sus objetivos y su estructura.
- 2) En el segundo capítulo, de cara a introducir al lector en las diferentes áreas desarrolladas dentro de esta Tesis Doctoral, se realiza una revisión bibliográfica de cada uno de estos ámbitos. Así, este capítulo comienza con la descripción del estado actual en el ámbito del fresado de pieles, así como con las diferentes soluciones y estudios orientados a mejorar el proceso de fresado en piezas de baja rigidez. A continuación, se realiza una introducción del uso industrial de diferentes elementos flexibles que conforman el utillaje. Por último, se presentan los diferentes elementos necesarios para realizar un ajuste de las trayectorias de mecanizado.
- 3) En el Capítulo III, se describe la metodología utilizada para la fabricación y caracterización del elemento deformable que compone el utillaje flexible. En primer lugar, se detalla la transformación del elemento flexible en utillaje de vacío. En segundo lugar, se realiza una caracterización de la compresión del elemento ante diferentes esfuerzos de compresión. Por último, se realiza una modelización térmica del sistema para verificar que este tipo de elastómeros trabajan en su rango óptimo de temperatura bajo la aplicación de fresado.
- 4) En el cuarto capítulo, se realiza una caracterización del comportamiento del elemento flexible ante esfuerzos reales de fresado de suelos, tanto en piezas de alta como de baja rigidez. Además, se presentan y validan un modelo de fuerzas axiales para las fuerzas de ranurado y otro modelo

de rugosidad para identificar las diferentes fuentes de vibración de estos sistemas flexibles.

- 5) En el Capítulo V, se presentan una serie de desarrollos para la implementación de este sistema a nivel industrial. En primer lugar, se presenta una solución para garantizar la precisión en el espesor mecanizado mediante un sistema innovador de monitorización por delante de la herramienta. En segundo lugar, se plantean dos conceptos de utillajes para poder dar solución a las geometrías planteadas por industrias como la aeronáutica. Por último, se presentan una serie de pautas para optimizar los resultados con este tipo de utillajes flexibles.
- 6) Por último, en el sexto capítulo se presentan las principales aportaciones realizadas en el marco de este trabajo, así como líneas futuras que se entienden fundamentales para llegar a implementar esta tecnología en la industria.

CAPÍTULO II

CAPÍTULO II: ESTADO DEL ARTE

1 Introducción

En este capítulo se presenta el estado del arte de los diferentes ámbitos y tecnologías utilizadas para el desarrollo del sistema flexible de fabricación de pieles aeronáuticas por mecanizado mecánico.

En primer lugar, se lleva a cabo una revisión bibliográfica del estado actual en el ámbito de la fabricación de pieles aeronáuticas, así como de las diferentes soluciones y de los estudios orientados a mejorar el proceso de fresado en piezas de baja rigidez.

Dadas las vibraciones generadas en este proceso, en el segundo apartado se presentan diferentes estudios de su caracterización y evolución, así como de la implementación de diferentes soluciones de cara a reducirlas.

Por último, se presentan diferentes desarrollos y elementos empleados en el ajuste de las trayectorias de mecanizado en función del posicionamiento y estado de la pieza.

2 Fabricación de pieles aeronáuticas

2.1 Descripción de pieles aeronáuticas

Los componentes monolíticos de aluminio son ampliamente utilizados en el sector aeronáutico [Del Sol, 2019-a], principalmente debido a su buen ratio resistencia-peso [Herranz, 2005]. De todas las piezas en aluminio a fabricar en un avión, las pieles son las más exigentes y las de mayor valor añadido. Se trata de piezas de grandes dimensiones y reducido espesor a las que se les suele realizar cajeras interiores para aligerar el peso de la estructura, como se muestra en la Figura II-1. El espesor a mecanizar depende del espesor inicial del panel, aunque en ningún caso supera los 13 mm [Rodríguez, 2008]. Un rango típico de espesores iniciales suele ser entre 1,5 y 6 mm, pudiendo llegara reducir el espesor en algún caso hasta los 0,8 mm [Rubio, 2016]. Además, la geometría de las cajeras varía entre referencias de piezas e incluso dentro de la misma piel existen diferentes formas de zonas mecanizadas.

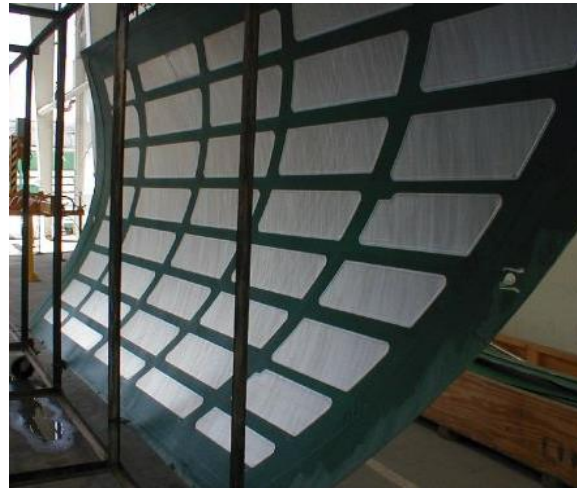


Figura II-1. Piel metálica mecanizada por fresado químico.

En cuanto al tamaño de las pieles, este puede variar entre valores de cientos de milímetros hasta varios metros de longitud. Un tamaño típico en este tipo de pieles es el de paneles de siete metros de longitud y dos metros de ancho, aunque la variabilidad entre referencias es importante [Rubio, 2016].

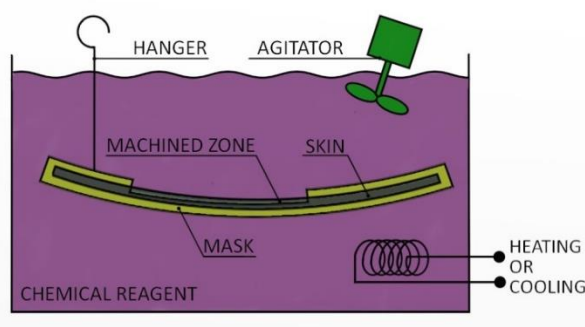
Por otro lado, la geometría de las pieles puede ser plana, curvada con simple curvatura o curvada con doble curvatura. La curvatura se evalúa en términos de la relación entre el ancho y la flecha de la piel. Así, la curvatura puede oscilar entre el 0% en el caso de la chapa plana y un 40% [Rubio, 2016].

La mayoría de las pieles se fabrica en AA2024-T3, una aleación de aluminio utilizada en la construcción del fuselaje [Metal, 2016]. Se trata de un material muy resistente y con un buen comportamiento a fatiga, que además con las condiciones de envejecido T3, dificulta la propagación de grietas [Arrazola, 2013].

Por último, este tipo de piezas se fabrica con tolerancias dimensionales muy exigentes. La tolerancia típica en la industria es muy estricta, en torno a $\pm 0,1$ mm para el espesor final y por debajo de $1,6 \mu\text{m}$ para la rugosidad media (R_a) [Del Sol, 2019-b]. Con el objetivo de mejorar la resistencia a fatiga y frente a la corrosión de la piel, se suelen incluir en las hojas de verificación una gran variedad de requisitos adicionales. Estos requisitos están relacionados con la cantidad de daños superficiales, aparición de grietas o picaduras; medidas mínimas de radios de redondeo en los cantos o de aristas vivas, y características químicas finales como el máximo ataque intergranular [Rodríguez, 2008].

2.2 Mecanizado de pieles por fresado químico

Las pieles aeronáuticas se han mecanizado históricamente mediante fresado químico [Davis, 1993]. Esta tecnología de fabricación no convencional permite eliminar material mediante ataques químicos. Para controlar la zona en la que se quiere reducir material, la piel se protege mediante una máscara dejando al descubierto la caja donde reducir el espesor de forma homogénea, como se aprecia en la Figura II-2. Por otro lado, la cantidad de espesor a reducir se controla mediante el tiempo en el que la pieza está sumergida en el reactivo químico.



(a)



(b)

Figura II-2. Fresado químico. (a) Esquema y (b) ejemplo de instalación real.

A pesar de que esta tecnología se sigue utilizando a día de hoy, presenta varios inconvenientes que están llevando a las empresas que la utilizan a sustituirla, en la medida de lo posible, por métodos de fabricación más eficientes, económicos y limpios [Airbus, 2016]

En primer lugar, se trata de un proceso que invierte grandes tiempos de procesos en operaciones manuales, con lo que eso repercute en el coste de la pieza. Además, el manejo de estos productos químicos puede ser perjudicial tanto para los trabajadores como para el medioambiente [Youssef, 2011].

Por otro lado, los costes energéticos y de mantenimiento son elevados, ya que, entre otras cosas, hay que mantener varios de los baños por encima de 80 °C. Además, al tener que hacer varias etapas, tanto el tiempo de proceso como el espacio necesario para disponer de los distintos baños repercuten negativamente en la sostenibilidad del proceso. Este hecho se agrava ya que en la mayoría de ocasiones los tanques no trabajan al máximo de su capacidad ya que están sobredimensionados para poder dar cabida a las piezas más grandes.

Finalmente, a nivel técnico, este tipo de proceso productivo presenta algunas limitaciones ligadas al acabado final a obtener [ASM, 1998]:

- Todos los defectos o irregularidades superficiales son reproducidas durante el fresado químico.
- En los cortes en ángulo, éste nunca se produce con radio cero.
- Los bordes de corte resultan afilados y cortantes

El límite de profundidad de corte en una sola etapa se sitúa entre 3 y 4 mm. Por lo que a partir de esta profundidad el ataque se deberá realizar por etapas.

2.3 Soluciones basadas en el fresado mecánico

Dadas los diversos inconvenientes derivados del uso del fresado químico, la industria aeronáutica ha estado buscando y desarrollando soluciones que permitan fabricar pieles aeronáuticas mediante mecanizado convencional.

En comparación con el fresado químico, el mecanizado convencional presenta varias ventajas. Desde el punto de vista de la flexibilidad, en el fresado convencional se pueden mecanizar, mediante cambios mínimos, una mayor variedad de piezas, tamaños y materiales.

Por otro lado, el fresado mecánico presenta una importante reducción de costes de proceso derivado de la optimización de tiempos de proceso y de mantenimiento de las instalaciones.

Finalmente, desde el punto de vista de ecoeficiencia y seguridad, se trata de una tecnología mucho más verde que el fresado químico. Al evitar el manejo de sustancias químicas peligrosas se protege tanto al operario como el medioambiente. De hecho, esto es llevado al extremo en el caso del mecanizado de pieles, ya que, debido a las condiciones de mecanizado, ni siquiera hace falta utilizar fluidos de corte en la mayoría de los casos.

Al margen de las piezas que se pueden fabricar mediante utillajes de vacío dedicados, los primeros desarrollos flexibles de mecanizado mecánico aplicado a la fabricación de piezas aeronáuticas de baja rigidez se basan en utillajes comerciales orientados al recantado y taladrado de paneles de insuficiente rigidez [Fives, 2011], [Modig, 2016].

Estos utillajes diseñados para recantado y taladrado se basan en el apoyo y amarre de la pieza sobre una serie de copas de vacío, como se muestra en la siguiente figura. La posición de las copas de vacío se coloca automáticamente en función de la forma de la pieza a mecanizar. La razón de la dificultad o imposibilidad para fresar pieles con este tipo de sistemas es que el propio panel se encuentra libre en el espacio que hay entre las copas de vacío. Por lo tanto, cuando la herramienta de mecanizado pasa por esa zona hace flexionar y

vibrar a la piel, impidiendo alcanzar las tolerancias requeridas en el sector aeronáutico.

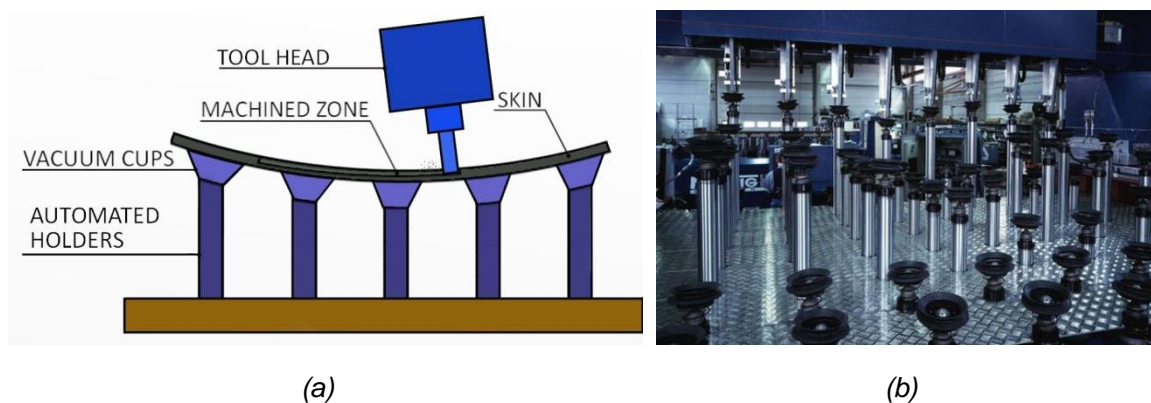


Figura II-3. Utilaje de amarre discreto. (a) Esquema y (b) Utilaje de MODIG [Modig, 2016]

Para dar respuesta a esta falta de rigidez Mahmud desarrolla un primer sistema a nivel académico basado en un dispositivo de soporte magnético que se mueve de forma esclava con el cabezal de mecanizado [Mahmud, 2015]. Este sistema de rigidizado de la pieza se une al cabezal mediante imanes, como se muestra en la siguiente figura. A lo largo de su tesis doctoral Mahmud estudia la viabilidad de este sistema de amarre de paneles. Los resultados sin embargo no son muy satisfactorios ya que se producen problemas con el sistema de medida del espesor mediante acoplante. Debido a las interrupciones en la medida, no se obtiene un ajuste adecuado de la trayectoria de fresado.

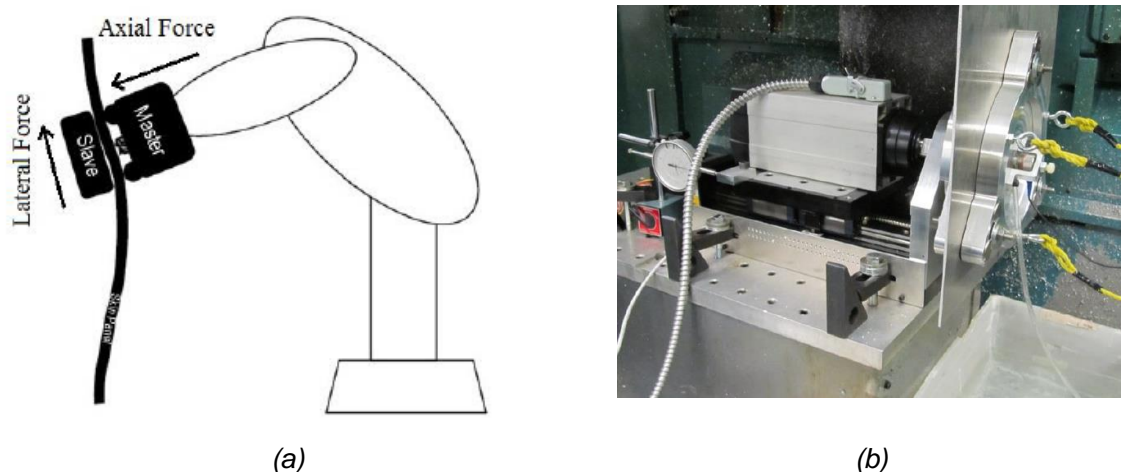


Figura II-4. End-effector para el amarre magnético y mecanizado de pieles. (a) Diseño conceptual y (b) Prototipo laboratorio [Mahmud, 2015].

A día de hoy, las únicas soluciones que se han demostrado viables son las que se basan en la utilización de máquinas de doble cabezal. Estos desarrollos se basan en el mecanizado por un lado de la piel, mientras por el otro, por medio de un segundo cabezal esclavo, la pieza se empuja contra la herramienta de corte, como se muestra en la Figura II-5. El segundo cabezal se mueve

sincronizadamente con el cabezal de corte, evitando que la piel ni flecte ni vibre durante el fresado. Además, para controlar la cantidad de material a eliminar, estos sistemas adaptan la trayectoria de la herramienta mediante la medida del espesor del panel antes [Dufieux, 2016] o durante [CMS, 2016] [MTorres, 2016] el mecanizado.

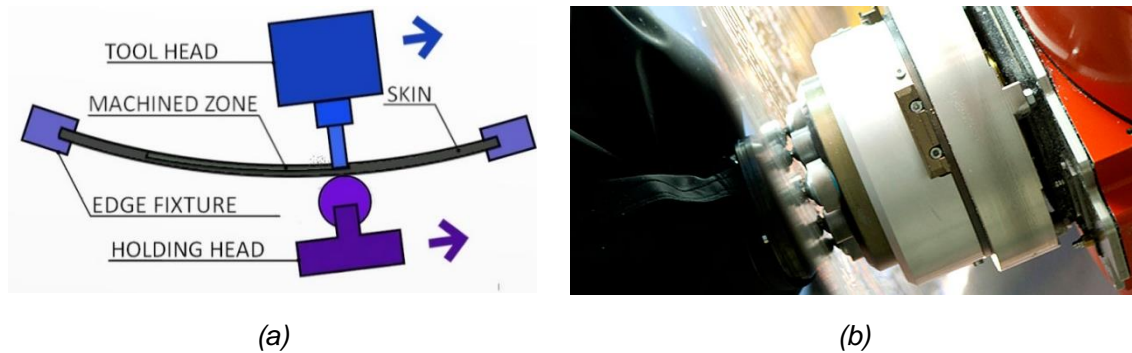


Figura II-5. Fresado convencional con máquina de doble cabezal. (a) Esquema y (b) Sistema Torres Surface Milling de MTorres [MTorres, 2016].

Sin embargo, hay un tema principal que evita que se generalice este tipo de soluciones sobre el fresado químico: los elevados costes de inversión. Como se ha mencionado con anterioridad, este tipo de sistemas se basan en máquinas con doble cabezal, por lo que el coste de base se duplica con respecto a una fresadora normal. Además, al coste de la máquina, hay que sumar un utillaje que amarre el resto de la pieza y el sistema de medición de espesor de la chapa.

Por lo tanto, a día de hoy, este tipo de sistemas sólo son viables para fabricantes que mecanicen piezas complejas, de grandes dimensiones y que tengan un gran valor añadido. En cambio, en la fabricación de piezas para aviones de pasillo único, no existen tantas referencias de este tipo como para amortizar la inversión inicial.

El único concepto que se ha planteado en la industria, aunque sólo a nivel experimental, son dos patentes de utillajes basados en la utilización de elementos semiflexibles [Loxin, 2012], [MTorres, 2013]. Estas soluciones se basan en disponer de una amarre continuo de la pieza, como se aprecia en la Figura II-6. Sin embargo, estas dos diseños no se han llevado a nivel industrial y de hecho las patentes ni siquiera siguen estando vigentes.

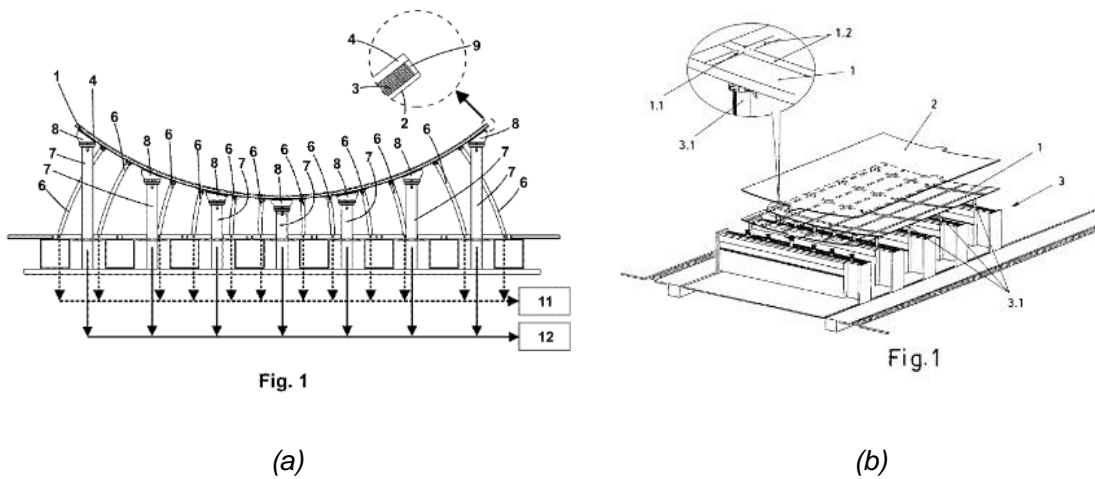


Figura II-6. Utilajes flexibles de amarre continuo. (a) Patente de Loxin [Loxin, 2012] y (b) Patente de MTorres [MTorres, 2013]

Dado que no existe actualmente ninguna solución adecuada para un gran número de casuísticas industriales en la fabricación de pieles aeronáuticas y así cubrir el nicho de mercado que ninguna de las anteriores soluciones abarca, se plantea el sistema a desarrollar en la tesis. La solución propuesta se basa en disponer de un utilaje flexible de amarre continuo mediante vacío y de un sistema de ajuste de la trayectoria mediante la medición de la piel, como se muestra en la Figura II-7.

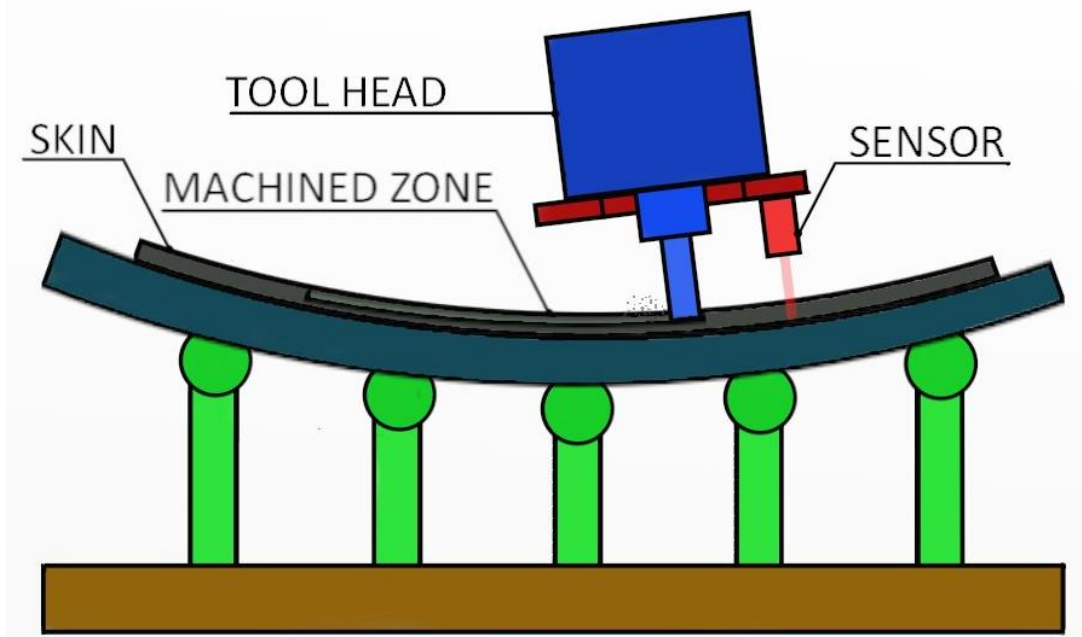


Figura II-7. Sistema flexible de fresado de pieles a desarrollar en la tesis.

A pesar de que el concepto a desarrollar en la tesis tiene varias similitudes con las patentes de Loxin [Loxin, 2012] y MTorres [MTorres, 2013], son varias las diferencias y mejoras que se aportan en el concepto desarrollado en esta tesis:

- Ambas patentes limitan el uso de los desarrollos al mecanizado de piezas de reducido espesor. Sin embargo, como se estudiará en el Capítulo IV, el sistema que se presenta en esta tesis también puede ser empleado para el amarre de piezas de mayor espesor. Además, en comparación con las mesas de vacío rígidas, este concepto permite trabajar con diferentes geometrías de pieza sin tener que rediseñar el utillaje ni la colocación de juntas tóricas ni zonas de vacío.

DESCRIPCIÓN

Soporte para el mecanizado de chapas y otros elementos de reducido espesor.

La presente memoria descriptiva se refiere, como su título indica, a un soporte para el mecanizado de chapas y otros elementos de reducido espesor, entendiéndose como reducido espesor algunos milímetros, preferentemente entre 2 y 5mm, del tipo de los utilizados del tipo de los utilizados especialmente en la industria aeronáutica, que comprende un respaldo adaptable a la forma del elemento a mecanizar, formado por una capa base semiflexible no porosa e impermeable al aire sobre la que se haya dispuesta una capa porosa y permeable al aire, sobre la cual a su vez se coloca el elemento a mecanizar, siendo soportado todo el conjunto por una pluralidad de actuadores de altura variable y terminados superiormente en una copa de vacío del tipo de rótula autorregulable, disponiendo el conjunto de dos circuitos de vacío separados con diferentes características.

α

(a)

DESCRIPCIÓN

Sistema de sujeción para mecanizado de paneles de reducido grosor.
Sector de la técnica

La presente invención está relacionada con el sector de la máquina-herramienta y en particular con el mecanizado de paneles o láminas de poco grosor, proponiendo un sistema de sujeción que permite realizar esa función en unas condiciones ventajosas, sin riesgo de deformación de las piezas de aplicación por los esfuerzos del mecanizado.

(b)

Figura 11-8. Limitación a piezas de reducido espesor. (a) Patente de Loxin [Loxin, 2012] y (b) Patente de MTorres [MTorres, 2013].

- Identificación del material adecuado para el correcto funcionamiento del utillaje:
 - En las patentes se nombra un material genérico con las propiedades que debería tener. Sin embargo, en ningún momento se hace referencia a que ese material exista o se tenga identificado.
 - En el caso a desarrollar en la tesis, como se describe en el Capítulo III, se tiene identificado un material que cumple con las principales propiedades requeridas para la aplicación: que sea flexible, estanco, que permita amortiguar los esfuerzos del proceso de corte y que mantenga su integridad en un entorno agresivo. En este caso el material seleccionado es el elastómero NBR.

DESCRIPCIÓN

Soporte para el mecanizado de chapas y otros elementos de reducido espesor.

La presente memoria descriptiva se refiere, como su título indica, a un soporte para el mecanizado de chapas y otros elementos de reducido espesor, entendiéndose como reducido espesor algunos milímetros, preferentemente entre 2 y 5mm, del tipo de los utilizados del tipo de los utilizados especialmente en la industria aeronáutica, que comprende un respaldo adaptable a la forma del elemento a mecanizar, formado por una capa base semiflexible no porosa e impermeable al aire sobre la que se haya dispuesta una capa porosa y permeable al aire, sobre la cual a su vez se coloca el elemento a mecanizar, siendo soportado todo el conjunto por una pluralidad de actuadores de altura variable y terminados superiormente en una copa de vacío del tipo de rótula autorregulable, disponiendo el conjunto de dos circuitos de vacío separados con diferentes características.

(a)

Este sistema objeto de la invención consta de la disposición de una lámina flexible sobre los apoyos puntuales de sustentación de la pieza a mecanizar en un sistema de soporte multiflexible, de modo que dicha lámina constituye una sufridera de extensión superficial continua para el apoyo de la pieza de aplicación, evitando los problemas de los apoyos puntuales.

(b)

Figura II-9. Descripción elemento flexible. (a) Patente de Loxin [Loxin, 2012] y (b) Patente de MTorres [MTorres, 2013].

- Capacidad de ajuste de la distancia entre los apoyos:
 - En las patentes, el cambio en la distancia de los apoyos implica el cambio de la placa flexible, por lo que una de las ventajas competitivas con respecto a las mesas de vacío rígidas se desvanece.
 - En el caso a desarrollar en la tesis, como se ve en las diferentes soluciones de implementación presentadas en el Capítulo V, se emplea un sistema de amarre adaptable que permite ajustar este valor, el cual tiene incidencia directa en la correcta fijación de la placa, evitando una posible flexión o vibraciones.

DESCRIPCIÓN

Soporte para el mecanizado de chapas y otros elementos de reducido espesor.

La presente memoria descriptiva se refiere, como su título indica, a un soporte para el mecanizado de chapas y otros elementos de reducido espesor, entendiéndose como reducido espesor algunos milímetros, preferentemente entre 2 y 5mm, del tipo de los utilizados del tipo de los utilizados especialmente en la industria aeronáutica, que comprende un respaldo adaptable a la forma del elemento a mecanizar, formado por una capa base semiflexible no porosa e impermeable al aire sobre la que se haya dispuesta una capa porosa y permeable al aire, sobre la cual a su vez se coloca el elemento a mecanizar, siendo soportado todo el conjunto por una pluralidad de actuadores de altura variable y terminados superiormente en una copa de vacío del tipo de rótula autorregulable, disponiendo el conjunto de dos circuitos de vacío separados con diferentes características.

(a)

Este sistema objeto de la invención consta de la disposición de una lámina flexible sobre los apoyos puntuales de sustentación de la pieza a mecanizar en un sistema de soporte multiflexible, de modo que dicha lámina constituye una sufridera de extensión superficial continua para el apoyo de la pieza de aplicación, evitando los problemas de los apoyos puntuales.

(b)

Figura II-10. Distancia entre apoyos. (a) Patente de Loxin [Loxin, 2012] y (b) Patente de MTorres [MTorres, 2013].

- Sistema de monitorización y ajuste de trayectoria de herramienta.
 - En las patentes sólo se explica el desarrollo de utillaje. Dado el carácter flexible de este tipo de materiales, es necesario disponer de un sistema que sea capaz de ajustar la trayectoria.
 - Como se verá en los Capítulos III, IV y V, debido a la variabilidad en el espesor de la lámina de elastómero, se hace necesario implementar un sistema de monitorización de la pieza que permita ajustar la trayectoria para obtener los resultados dentro de tolerancias.

Se desconoce si estos factores son la razón de que ambas patentes no hayan pasado del nivel experimental y de que ni siquiera sigan estando vigentes, en especial en el caso de Loxin. En el caso de MTorres es factible pensar que los resultados no alcanzaran las tolerancias requeridas en el sector aeronáutico y, de ahí, su apuesta por el desarrollo de un sistema más complejo como es el Torres Surface Milling [MTorres, 2016].

Por lo tanto, esta tesis pretende salvar las limitaciones presentadas por estas dos patentes previas y desarrollar este concepto de utillaje flexible, desde la caracterización del proceso de fresado de suelos y del comportamiento de la lámina flexible actuando como elemento de amarre de la pieza. Además, este desarrollo se complementará mediante un sistema de monitorización que permita actuar sobre la herramienta para garantizar las tolerancias requeridas en la industria aeronáutica.

Finalmente, a pesar de que este tipo de soluciones flexibles se han desarrollado, al menos, desde 2012, no existe en la actualidad una clasificación ni normativa asociada a los utillajes de vacío flexibles. Por lo tanto, de cara a que los fabricantes de piezas de geometría variable y baja rigidez, como las pieles aeronáuticas, puedan seleccionar la configuración óptima según la aplicación, una de las tareas a desarrollar en el Capítulo III de la tesis es la de proponer una clasificación de los utillajes de vacío que cubra este tipo de soluciones.

3 Reducción de vibraciones en mecanizados de piezas de baja rigidez

La calidad de las piezas en el sector aeronáutico se obtiene normalmente con la operación de acabado y está influenciada por fenómenos estáticos y dinámicos [Del Sol, 2019-a].

Por un lado, desde un punto de vista estático, las fuerzas de corte y el amarre de la pieza producen deformaciones elásticas que pueden llevar a deteriorar la dimensión final y la calidad superficial de la pieza [Chen, 2009]. Por otro lado, las vibraciones aumentan la rugosidad de la pieza. Estas inestabilidades dinámicas son frecuentes en la operación de fresado y son producidas por la falta de rigidez en uno o varios componentes del sistema [Yue, 2019].

Las vibraciones más características que aparecen en la operación de fresado son las vibraciones autoexcitadas o chatter [Eynian, 2015], [Gurdal, 2016].

Sin embargo, incluso en ausencia de chatter, casi siempre se producen vibraciones forzadas debido a la excitación periódica del corte interrumpido producido por la herramienta frente a una estructura flexible, ya sea la pieza o la propia herramienta [Huang, 2010].

Con el objetivo de reducirlas, tanto las vibraciones forzadas como el chatter han sido ampliamente analizadas. Así, los diferentes estudios sobre vibraciones han implementado los siguientes tipos de soluciones para mejorar el mecanizado:

- Caracterización y ajuste de parámetros del sistema
- Implementación de soluciones de amortiguamiento activo
- Implementación de soluciones de amortiguamiento pasivo

3.1 Caracterización y ajuste de parámetros del sistema

En primer lugar, diferentes estudios se han ocupado de la caracterización del sistema herramienta-pieza-utilaje y han presentado diferentes soluciones para mejorar la precisión geométrica de la pieza y para reducir las vibraciones del sistema.

Por un lado, la reducción de las fuerzas de proceso lleva a la reducción de la deformación elástica de la pieza, la cual se ve reflejada en su propia precisión. Es el caso del estudio llevado a cabo por Perez et al. [Perez, 2018] en el cual obtienen una reducción de las fuerzas de mecanizado y una mejora de las tensiones residuales de compresión con un incremento de la velocidad de corte.

Por otro lado, el ajuste de los parámetros de corte puede llevar a mejoras estáticas y dinámicas del comportamiento del sistema y, por tanto, a la reducción de las vibraciones producidas por el proceso de mecanizado. En este aspecto se han desarrollado diferentes estudios para la mejora de la estabilidad dinámica del sistema y de la calidad superficial.

Ya desde finales del siglo pasado se modelizaba el comportamiento de piezas de baja rigidez para poder predecir y reducir los errores de mecanizado debidos a la complejidad dinámica de este tipo de sistemas. Estos primeros modelos, que se basaban en la aplicación de técnicas de elementos finitos [Elbestawi, 1991], fueron dejando paso a modelos predictivos más avanzados basados en el cálculo de los lóbulos de estabilidad [Altintas, 1995], [Campa, 2011] y en el análisis del efecto de los parámetros de corte en el amortiguamiento del proceso [Huang, 2011].

La mayoría de estudios en este campo se han centrado en el mecanizado de paredes delgadas más que en el fresado de suelos de bajo espesor [Del Sol, 2019-a].

En el caso de vibraciones por chatter, por ejemplo, Zhongqun et al [Zhongqun, 2008] modelan el espesor de viruta instantáneo no deformado para incluir la modulación dinámica causada por la vibración de la herramienta, teniendo además en cuenta los efectos dinámicos regenerativos. Por otro lado, Xiao-Jin Wan et al [Wan, 2013] presentan una técnica analítica para determinar el efecto del diseño del utillaje en la respuesta dinámica de piezas TMW (Thin-wall multi-framed workpiece).

En el caso de vibraciones forzadas, Huang et al. [Huang, 2010] proponen reducir el efecto de las vibraciones forzadas fijando el cero de la función de densidad del ancho de la viruta cerca de la frecuencia de resonancia de la estructura soporte de la pieza.

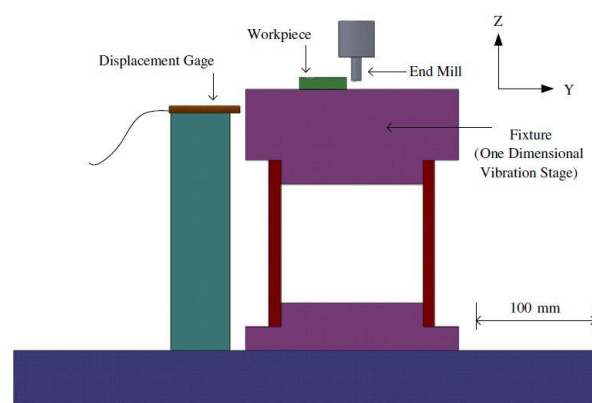


Figura II-11. Banco de ensayos para buscar condiciones de mecanizado idóneas para reducir efecto de vibraciones forzadas. [Huang, 2010].

Sin embargo, la generación de vibraciones en el caso del fresado de pieles es una aplicación caracterizada por ser una operación de fresado frontal de suelos de baja rigidez, y no por ser una de fresado lateral de paredes delgadas.

En esta línea, Altintas [Altintas, 2001] propone una metodología para la eliminación de chatter en el fresado de suelos de piezas flexibles mediante herramientas tóricas. Esta metodología está basada en el cálculo de los diagramas de lóbulos de estabilidad (Stability Lobes Diagram o SLD). El cálculo de estos diagramas permite delimitar las fronteras de estabilidad de la aplicación en base a la profundidad de mecanizado y a la velocidad de corte de la herramienta. Así, se pueden optimizar las condiciones de corte en cuanto a productividad sin que las condiciones de corte lleven al sistema a vibrar por chatter. Campa et al. [Campa, 2011] optimizó este desarrollo para obtener un modelo 3D con el que evaluar la influencia de la posición de la herramienta.

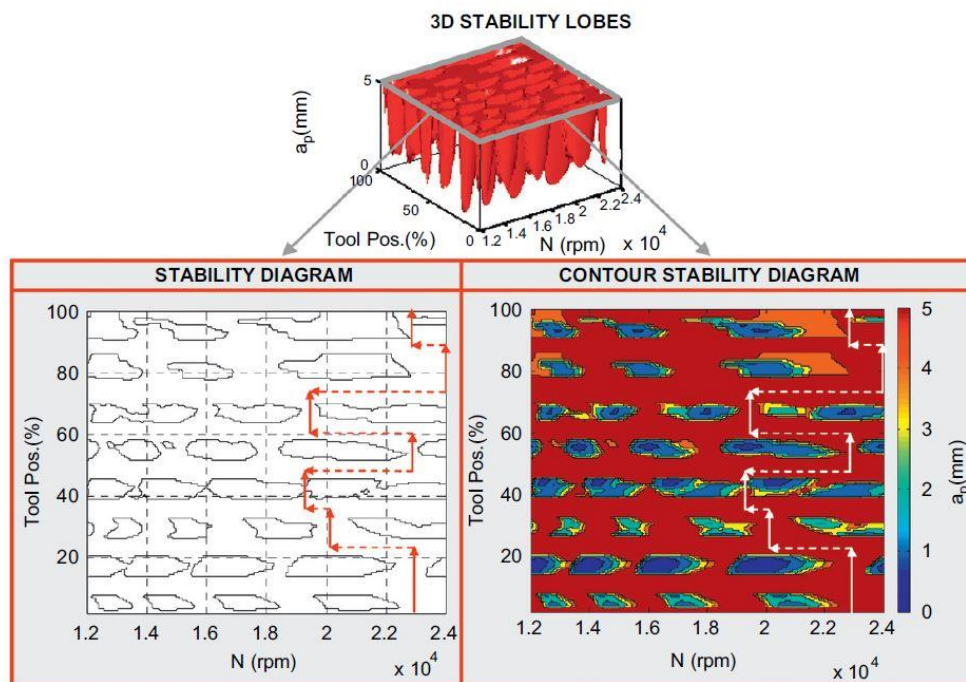


Figura II-12. Secciones de lóbulos de estabilidad [Campa, 2011].

De cara a obtener los lóbulos de estabilidad, en primer lugar, se obtienen los coeficientes de corte del sistema, tanto los de cizalladura como los de rozamiento, a través de un modelo mecánico de fuerzas de corte. Estos valores representan la forma en la que la herramienta introduce energía en el sistema cuando corta el material.

Para calcular estos valores se realizan una serie de ensayos de impacto con un martillo dinamométrico y un acelerómetro adherido al sistema a analizar para obtener las funciones de respuesta en frecuencia (Frequency Response

Function o FRF) tanto de la pieza amarrada como de la herramienta. Con estas FRFs se resuelve el sistema de seis ecuaciones y seis incógnitas descrito por el modelo mecanístico de fuerzas para obtener los seis coeficientes de corte.

Por último, una vez obtenidos estos coeficientes de corte junto con la matriz de coeficientes direccionales y la matriz con la FRF del sistema se resuelve el problema de valores propios para calcular los límites de estabilidad definido a partir de la profundidad de mecanizado y de la velocidad de giro de la herramienta [Campa, 2011].

En esta tesis, en concreto en el Capítulo IV, se ha descrito con más detalle este modelo y se ha empleado para identificar unas condiciones de mecanizado en las que no haya chatter y para comparar el comportamiento dinámico de los diferentes sistemas evaluados.

Este tipo de modelos basados en lóbulos ya se han implementado en aplicaciones aeronáuticas. Por ejemplo, Herranz et al [Herranz, 2005] proponen una metodología de trabajo basada en el análisis previo de los fenómenos estáticos y dinámicos durante el mecanizado a altas velocidades de componentes monolíticos aeronáuticos.

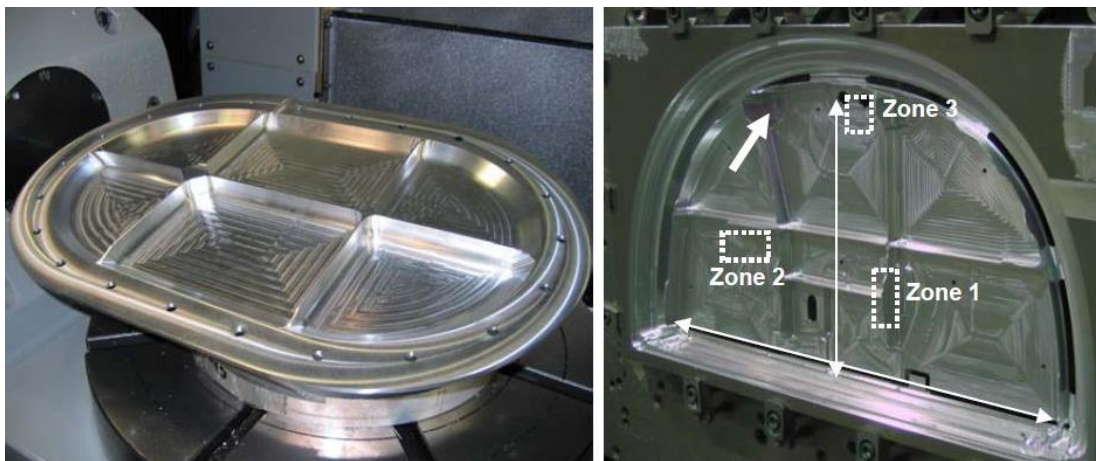


Figura II-13. Fresado de componente monolítico [Herranz, 2005].

Sin embargo, todas estas soluciones están limitadas por la rigidez inherente del sistema por lo que, para ciertas aplicaciones, es necesario la implementación de elementos externos que mejoren el comportamiento dinámico del sistema.

El elemento clave para el incremento de rigidez del sistema es el amarre de la pieza. Así, se han desarrollado y empleado diversos sistemas pieza-utilaje para garantizar un posicionamiento y fijación adecuada de la pieza [Gameros, 2017]. Debido a la falta de estabilidad dinámica de algunas de estas soluciones, se han implementado diferentes sistemas de amortiguamiento de cara a mejorar el proceso de mecanizado, tanto activas como pasivas.

3.2 Soluciones de amortiguamiento activo

En las aplicaciones en las que mediante cambios en las condiciones de mecanizado no se pueden eliminar las vibraciones, se pueden implementar soluciones de amortiguamiento activo que actúen sobre la pieza durante el proceso de mecanizado. En esta línea se han desarrollado diferentes soluciones clasificadas en función de la tecnología de equilibrado del sistema.

Por un lado, hay tecnologías que equilibran el sistema mediante la aplicación de cargas mediante contacto. Por ejemplo, Zhang et al. [Zhang, 2005] presentan una solución reducción de vibraciones mediante amortiguadores piezoeléctricos que, actuando sobre la pieza, llevan a mejorar un 700% la profundidad de corte en régimen estable. Por su parte, Fei et al. [Fei, 2017] presentan una solución basada en la integración de un amortiguador móvil que mejora hasta en dos órdenes de magnitud los resultados sin ningún tipo de amortiguamiento externo. En línea con este tipo de soluciones Matsubara [Matsubara, 2017] presenta otra solución de mecanismo que pivota y que mejora la supresión de vibraciones en fresado de paredes finas.

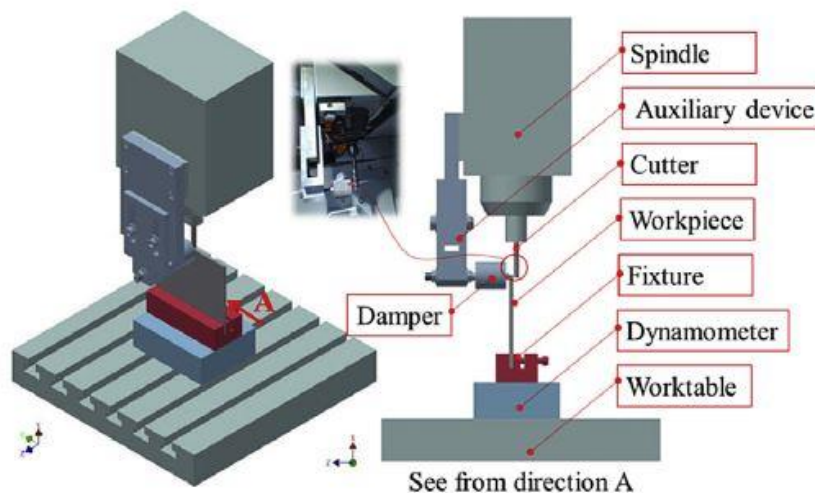


Figura II-14. Banco de ensayos de amortiguador móvil [Fei, 2017].

Por otro lado, se han desarrollado aplicaciones en las que se puede equilibrar el sistema sin contacto. Así, Yang et al. [Yang, 2015] presentan una solución basada en la implementación de un sistema de amortiguamiento de no contacto basado en corrientes de Eddy mediante la utilización de imanes. En esta línea, Y Butt et al. [Butt, 2018] implementaron una solución similar para la atenuación de las vibraciones en el proceso de fresado.

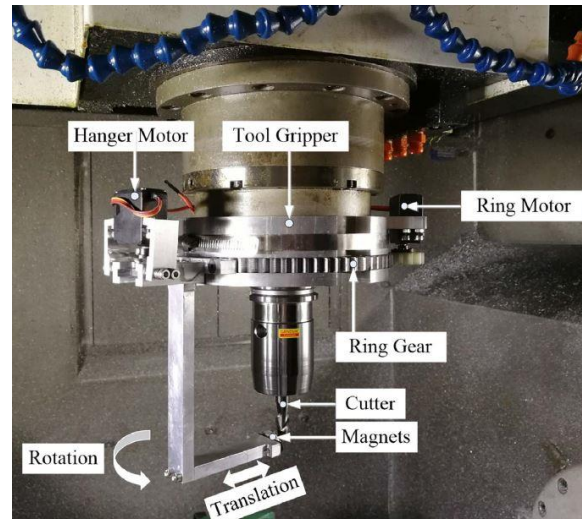


Figura II-15. Banco de ensayos de amortiguamiento mediante Corrientes de Eddy. [Butt, 2018].

Sin embargo, todas estas soluciones de amortiguamiento activo están desarrolladas para el mecanizado de paredes delgadas, no de suelos. Además, son soluciones que requieren de una inversión importante y cuya implementación está limitada a determinadas aplicaciones. Esto limita su integración en la aplicación de fresado de pieles aeronáuticas.

3.3 Soluciones de amortiguamiento pasivo

Como alternativa a las soluciones de amortiguamiento activa, se han presentado diferentes soluciones de reducción de vibraciones mediante la implementación de elementos pasivos. El empleo de este tipo de soluciones está aumentando ya que son más eficientes desde el punto de vista económico con respecto a las soluciones activas. Así, estas soluciones se basan en la implementación de diferentes elementos o fluidos con una capacidad extraordinaria de amortiguamiento de cara a estabilizar dinámicamente el sistema.

3.3.1 Amortiguamiento pasivo con elastómeros

Dentro de estas soluciones pasivas cabe destacar las soluciones en las que se ha utilizado un elastómero a modo de amortiguador pasivo, como es el caso que trata esta tesis.

Los elastómeros, o polímeros elásticos son materiales ideales para el aislamiento de vibraciones ya que combinan un bajo coste con una gran fricción interna [Shoyama, 2018].

Los elastómeros consisten en largas moléculas de polímero entrecruzadas constituyendo una matriz altamente elástica. Para la mayoría de aplicaciones

industriales, al elastómero se le suele añadir un relleno de refuerzo, normalmente negro de carbón/humo. Así, durante la vulcanización, la estructura de relleno se une tanto física como químicamente con las cadenas de polímero. Estos refuerzos se pueden incluir para aumentar la rigidez, amortiguamiento, resistencia a la abrasión y esfuerzos de rotura del elastómero. En otras ocasiones simplemente se incluye para reducir el coste del material. [Olsson, 2007].

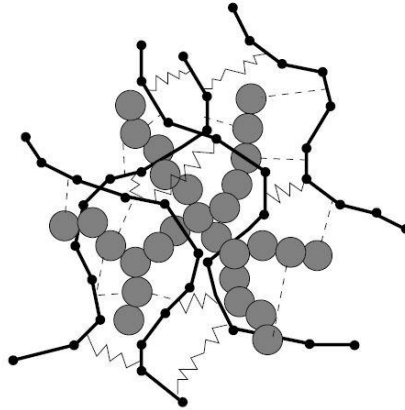


Figura II-16. Microestructura del elastómero complementada con negro de carbón/humo. Los círculos grises son las partículas de carbón. Las líneas sólidas son las cadenas de polímeros. Los zig-zags y las líneas discontinuas son los entrecruzamientos [Olsson, 2007].

La respuesta de los componentes del elastómero está influenciada, además de por la amplitud de los esfuerzos aplicados, por su velocidad de carga. Así, en casos de cargas armónicas, a medida que aumenta la frecuencia, aumenta el amortiguamiento, hasta llegar a un máximo a partir del cual decrece. Este amortiguamiento es atribuido a la resistencia de las cadenas poliméricas a reorganizarse durante la etapa de carga.

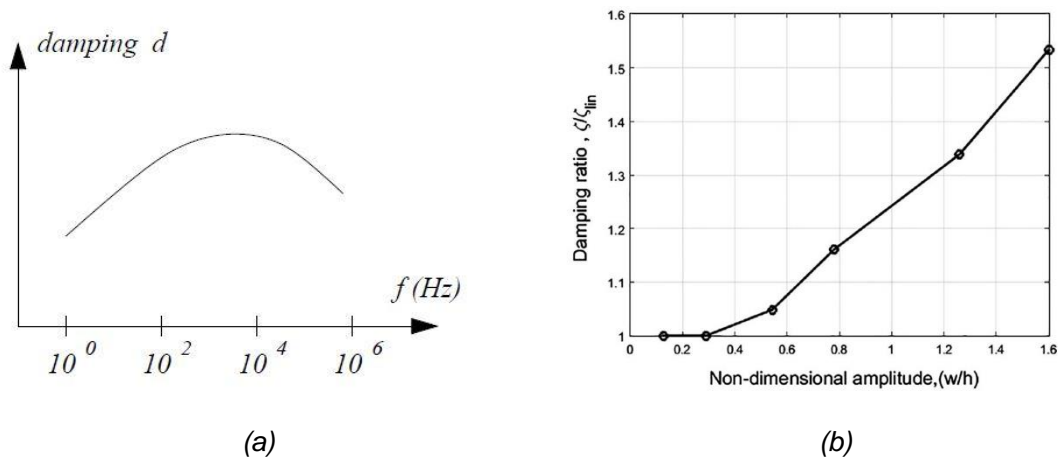


Figura II-17. (a) Evolución del amortiguamiento con la frecuencia, en elastómeros [Olsson, 2007] y (b) Variación del ratio de amortiguamiento viscoso frente a la amplitud de la vibración [Balasubramanian, 2018].

Por otro lado, en el caso de cargas cíclicas, también se suele observar un decrecimiento de la rigidez durante los primeros ciclos. A este efecto se le llama Efecto Mullins [Mullins, 1969]. En esta línea, Nguyen et al. [Nguyen, 2015] analiza este efecto como parte del comportamiento reológico del elastómero de alto amortiguamiento, junto con su no linealidad y su dependencia del tiempo. Además de la aplicación de cargas existen otros parámetros que influyen en el comportamiento de este tipo de polímeros. Por ejemplo, la temperatura o el entorno de trabajo que puedan llevar a un deterioro del material.

Se han realizado diferentes análisis de la capacidad de amortiguamiento de láminas de elastómeros y de su implementación como elemento pasivo de control de vibraciones [Chung, 2001], [Ge, 2018], [Albooyeh, 2019]. Además, se ha analizado las propiedades de este tipo de compuestos en aplicaciones de baja [Zhao, 2015] y alta [Shit, 2013] frecuencia. En esta línea Balasubramanian et al. [Balasubramanian, 2018] presentan tres diferentes modelos de disipación de energía para identificar el incremento del amortiguamiento en base a la amplitud de la vibración en láminas cuadradas de elastómeros hecha de silicona.

En cuanto a la integración de estas soluciones implementadas en procesos de mecanizado, no existen muchos estudios científicos al respecto. El primer sistema de amortiguación de este tipo en operaciones de mecanizado es el presentado por Kolluru et al. [Kolluru, 2014] en el que emplean láminas de neopreno junto con muelles de torsión para reducir las vibraciones hasta ocho veces en el fresado de piezas tubulares de paredes finas. Sin embargo, el sistema se basa en el confinamiento de la pieza por todo su contorno de tal forma que quede constreñida. Por lo tanto, este concepto no se puede aplicar en un sistema de fresado de pieles, ya que una de las caras de la pieza tiene que quedar al descubierto para su mecanizado.

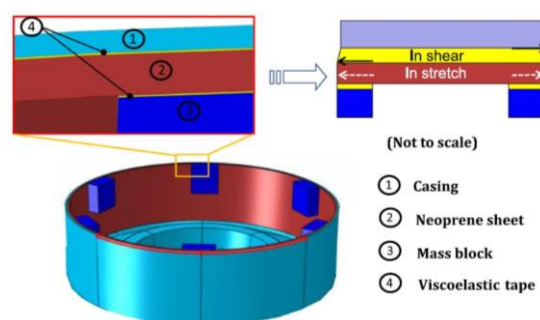


Figura II-18. Implementación de sistema de amortiguamiento basado en superficie viscoelástica [Kolluru, 2014].

Por otro lado, además de utilizar elementos amortiguadores en contacto con la pieza, también se puede incluir este tipo de sistemas en la zona de la herramienta. Así, Liu et al. [Liu, 2019] introduce un material viscoelástico en el portaherramientas para mejorar hasta un 99% el ratio de amortiguamiento. Sin embargo, esta solución implica adaptar el cabezal de la máquina para una solución concreta y, por tanto, no permite abordar diferentes operaciones de mecanizado simultáneamente y ni optimizar la capacidad de fresado bajo diferentes condiciones.

En la bibliografía previa a esta tesis no se ha encontrado ninguna aplicación en la que se añaden elastómeros directamente unidos a una pieza de baja rigidez para amortiguar el mecanizado de suelos con espesores reducidos.

En esta tesis, de cara a aunar en un mismo sistema un utillaje que amarre la pieza a mecanizar y un elemento con capacidades de amortiguación se propone el uso de nitrilo butadieno (NBR). Este tipo de elastómeros es uno de los compuestos más utilizados como aislamiento en las industrias de aceite y gas [Patel, 2019]. Así, el desarrollo propuesto se beneficia de las propiedades de estanqueidad [Mitra,2006], [Rocha, 2018] para transformar una lámina flexible en una mesa de vacío. De esta forma, este tipo de solución permite su utilización en entornos agresivos de mecanizado, aportando la capacidad de amarrar piezas de diferentes geometrías. Además, al utilizar el elemento amortiguador directamente como utillaje, su implementación industrial se hace más sencilla dado que la interferencia con el resto de elementos del sistema de mecanizado se ve reducida.

3.3.2 Otros métodos de amortiguamiento pasivo

Al margen del uso de elastómeros, se han utilizado diferentes soluciones de amortiguamiento pasivo. Por un lado, se han realizado diferentes análisis de inmersión de la pieza en diferentes fluidos durante el proceso de mecanizado de cara a variar la amplitud de la vibración y así poder mejorar la calidad de la pieza.

Wang et al. [Wang, 1999] son los primeros en aprovechar las características no lineales de vibración de los fluidos electroreológicos para reducir las vibraciones autoexcitadas de la pieza. De manera similar, Díaz-Tena et al. [Díaz-Tena, 2013] y Ma et al [Ma, 2016] utilizan fluidos magnetoreológicos para la reducción de vibraciones en el fresado de suelos y paredes de bajo espesor respectivamente. Sin embargo, este desarrollo se ha implementado en pieza de reducido tamaño. El hecho de que las piezas reales del sector aeronáutico sean de dimensiones mucho mayores puede llevar a que los costes de

fabricación y mantenimiento de este concepto de utillaje le resten rentabilidad.

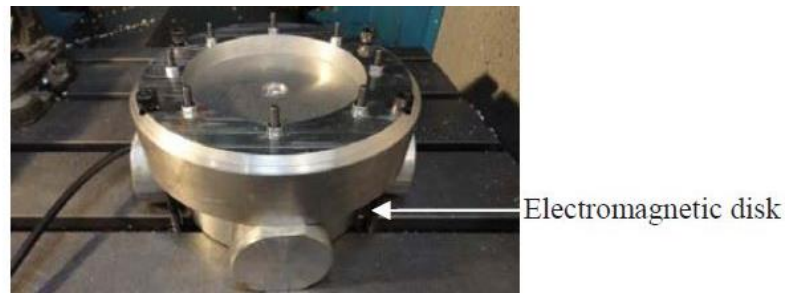


Figura II-19. Banco de ensayos de amortiguamiento mediante fluidos magnetoreológicos [Díaz-Tena, 2013].

Posteriormente a estos desarrollos con fluidos magnetoreológicos, Zhang et al. [Zhang, 2017] presentan un sistema de supresión de chatter sumergiendo la pieza en un fluido viscoso. De esta manera, no sólo altera el amortiguamiento del sistema, si no que altera las condiciones de corte, incluyendo una reducción de los coeficientes de corte.

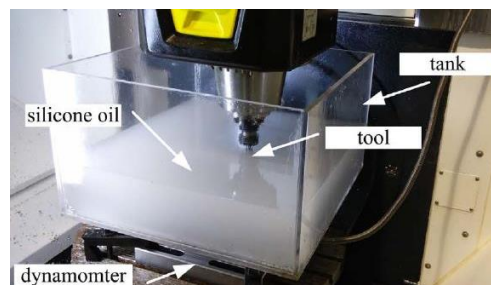


Figura II-20. Banco de ensayos para los ensayos de fresado con la pieza sumergida en fluido viscoso [Zhang, 2017].

Finalmente, de cara a ampliar la estrecha banda de vibración de los sistemas de amortiguación pasivos, Yang et al. [Yang, 2017] presentan un dispositivo en el que permite ajustar su amortiguamiento. Este desarrollo se basa en el diseño de un utillaje ajustable mecánicamente, pero que sólo está orientado para pieza pequeña y en aplicaciones de fresado de paredes.

Por tanto, la implementación de estas soluciones en entornos industriales se antoja compleja dado que, a pesar de sus buenos resultados en cuanto a amortiguamiento del proceso, generan una gran interferencia con el proceso de fabricación y quedan limitadas para aplicaciones de pieza reducidas. Además, en aquellos casos en los que la pieza tiene que estar sumergida en un fluido, las condiciones de corte, así como la evacuación de viruta se ven alteradas con respecto a las condiciones de empleadas actualmente en la industria. Por último, la gran amplitud de las piezas aeronáuticas llevaría a emplear piscinas de dimensiones similares a las utilizadas en el fresado químico, por lo que uno de los pilares de la fabricación mecánica desaparecería.

4 Tecnologías de monitorización y ajuste de trayectorias

En la actualidad, a la hora de fabricar pieles aeronáuticas, debido a las estrictas tolerancias requeridas, es necesario monitorizar el espesor de la chapa mediante sensores de ultrasonidos. La necesidad de utilizar este tipo de equipos se debe a las tolerancias requeridas, las cuales se sitúan entre ± 50 y ± 200 μm de espesor final [Rodríguez, 2008]. Por otro lado, hay que tener en cuenta que la tolerancia de espesor inicial de las planchas se sitúa en varios casos incluso por encima de ese valor, como se muestra en la siguiente tabla:

Tabla II-1. Tolerancias de espesor inicial en planchas de aluminio de AA2024 [IMS,2016].

Espesor nominal (mm)	Tolerancia espesor en tamaño de panel 914x914 mm (μm)	Tolerancia espesor en tamaño de panel 1219x1219 mm (μm)	Tolerancia espesor en tamaño de panel 1524x1254 mm (μm)
4,826	139,7	177,8	228,6
2,032	63,5	88,9	101,6
0,635	38,1	63,5	76,2

Como se puede apreciar, la tolerancia del espesor inicial de la plancha varía en función del material, del espesor nominal y del tamaño de la chapa. Para el caso del AA2024, la tolerancia varía entre las $\pm 38\mu\text{m}$ hasta las ± 229 μm . Por lo tanto, unidas estas tolerancias a las que se añade por el propio proceso de mecanizado queda claro que es necesario monitorizar de alguna forma el espesor de la placa.

Además, en el caso de utilizar utillaje basado en láminas de elastómero, el error de posicionamiento de la pieza aumenta. Por lo tanto, es necesario añadir un sistema de monitorización que posibilite actuar sobre la trayectoria de la herramienta de mecanizado de forma on-line, tal y como se hacen en varias soluciones estudiadas. [Abele, 2012] [Zuo, 2013].

En la actualidad, para el fresado convencional de pieles aeronáuticas existen dos métodos de monitorización del espesor, mediciones antes del mecanizado [Dufieux, 2016] o mediciones on-line mediante un sensor integrado en la máquina [CMS, 2016], [MTorres, 2016].

En ambas soluciones se utiliza un tipo de sensor basado en la distribución de las ondas de ultrasonidos mediante un fluido acoplante. Sin embargo, durante el propio proceso de mecanizado se genera virutas y polvo que dificultan la medida por este método [Mahmud, 2015].

Como alternativa a los sensores de ultrasonidos existen dos tecnologías que precinden de este tipo de sensores con acoplantes. La primera es la tecnología DCUT que transmite las ondas de ultrasonidos por contacto con la chapa. Sin embargo, el equipo, con forma de rueda, es demasiado grande como para hacerlo maniobrar durante el mecanizado de cajas de tamaño medio-pequeño. Además, las tolerancias que proporciona este equipo tampoco son válidas para varios de los casos de pieles aeronáuticas.

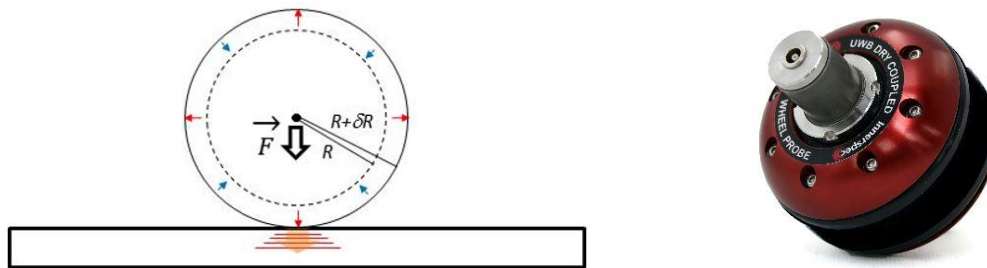


Figura II-21. Medidor de espesores con tecnología DCUT [Innerspec, 2016-a].

Por otro lado, existe la tecnología de medición de no-contacto y sin acoplantes EMAT [Innerspec, 2016-b]. Esta tecnología se basa en la generación de la onda en el propio material. Además, las tolerancias en la medida son válidas para las tolerancias requeridas en el sector aeronáutico. Por lo tanto, en el diseño conceptual del sistema de fresado de pieles a desarrollar se ha incluido la posibilidad de incluir este tipo de sensores.

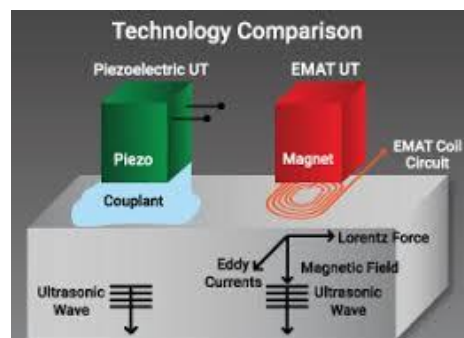


Figura II-22. Método de medición EMAT [Innerspec, 2016-b].

Al margen de los sensores que miden los espesores, los sensores que miden distancias, como los basados en el principio de interferometría láser, también pueden utilizarse para medir espesores situando uno a cada lado de forma sincronizada [Sensormag, 2016]. Sin embargo, en esta aplicación no es posible colocar un láser en la parte inferior de la pieza dado que el utillaje flexible lo imposibilita. Por lo tanto, el sensor seleccionado debe estar situado en el lado de la herramienta, midiendo por delante de la misma.

No se ha encontrado en la bibliografía ningún desarrollo de medición del espesor de la pieza con dos láseres enfrentados aplicado a operaciones de

mecanizado. Sin embargo, sí que existen varios trabajos en los que se corrige la trayectoria de la herramienta en base a medición de la pieza. Lo et al. [Lo, 1998] presentan un método para compensar la trayectoria de la herramienta en mecanizados sucesivos. En la misma línea Chen et al. [Chen, 2009] presentan un desarrollo de predicción de deformación y compensación de error en fresado multicapa de piezas de paredes finas.

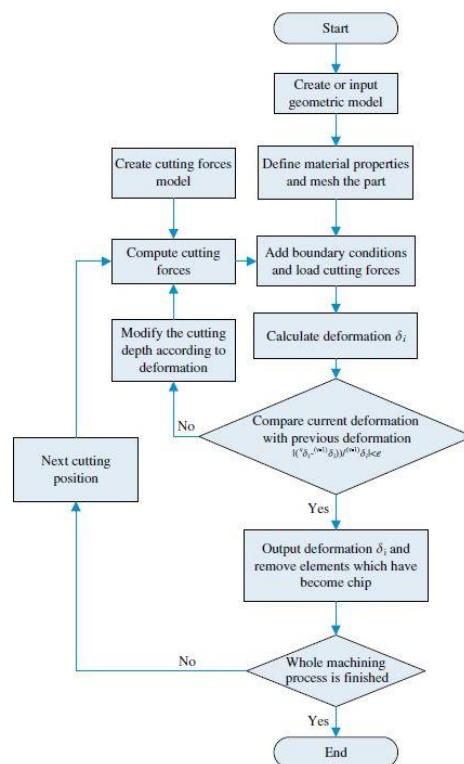


Figura II-23. Diagrama de flujo de la predicción de la deformación a causa del mecanizado [Chen, 2009].

Por tanto, estos desarrollos no son suficientes para el trabajo de esta tesis dado que se basan en sistemas más simplificados en el que la única fuente de error es el posicionamiento relativo entre la pieza y la herramienta. Sin embargo, en el concepto de utillaje basado en el uso de elastómeros las fuentes de error son más variadas. Además del error de posicionamiento de la pieza derivada de la amplia tolerancia de espesor de la lámina de NBR, durante el mecanizado se produce un movimiento relativo entre el utillaje flexible y la pieza por el tipo de amarre por vacío, así como otro movimiento relativo entre la pieza y la herramienta provocado por la compresión del utillaje. Dada esta complejidad en el movimiento relativo de los diferentes elementos es necesario innovar y desarrollar una solución que sea capaz de caracterizar y monitorizar este sistema flexible para así poder obtener piezas que cumplan con los requisitos de calidad que demandan las diferentes industrias, como la aeronáutica.

5 Conclusiones del estado del arte

El estado del arte del desarrollo planteado en esta tesis cubre diferentes áreas de trabajo que, de forma complementaria, abordan diferentes aspectos del fresado de pieles aeronáuticas. En primer lugar, se ha descrito las principales características de las pieles aeronáuticas y los diferentes métodos y sistemas de fabricación de este tipo de piezas de baja rigidez. A pesar de que históricamente se han mecanizado mediante fresado químico, en los últimos años se han desarrollado diferentes soluciones basadas en el uso de máquinas de doble cabezal. Estas soluciones de fresado mecánico reducen la polución y optimizan el sistema de fabricación. Sin embargo, estos desarrollos exigen de una inversión elevada que no en todos los casos es asumible.

Es en ese marco donde esta tesis plantea el desarrollo de una solución flexible y de bajo coste que aborde ese rango de aplicación. Se han desarrollado diferentes soluciones a nivel académico y experimental. Las más destacables son un solución basada en un contrapunto magnético esclavo y en dos patentes no comercializadas basadas en el uso de láminas semiflexibles. La solución presentada en el Capítulo III de esta tesis aborda estos últimos conceptos más allá del plano teórico donde se quedaron las patentes a través de la definición de un material flexible concreto y realizando una caracterización completa de estas láminas ante la aplicación de fresado.

El fresado de piezas de reducido espesor y las consecuentes vibraciones generadas en el proceso, tanto forzadas como chatter, han sido ampliamente estudiadas. De estos estudios cabe destacar el modelo de cálculo de los lóbulos de estabilidad presentado por Altintas [Altintas, 2001] y desarrollado en 3D por Campa [Campa, 2011] de este tipo de sistemas para definir las condiciones estables de fresado sobre un sistema definido. Este modelo se ha empleado en el Capítulo IV para identificar las posibles diferencias entre el uso de diferentes compuestos elásticos como utillajes, así como para definir condiciones de fresado en las que no se produzca chatter.

Finalmente, dado que hay varias referencias de pieles aeronáuticas con curvatura, se ha presentado diferentes desarrollos y soluciones para la monitorización del posicionamiento y espesor de piezas durante el proceso de mecanizado. Mediante esta información recogida previo al proceso de mecanizado o durante el mismo se puede actuar sobre la trayectoria de la herramienta y cumplir con las tolerancias estrictas. En el Capítulo V de esta tesis se ha analizado la interferencia de viruta en este tipo de sistemas y además se ha presentado una solución para poder monitorizar la pieza durante el mecanizado.

CAPÍTULO III

CAPÍTULO III: DISEÑO Y VALIDACIÓN DE LOS UTILLAJES BASADOS EN ELASTÓMEROS

1 Introducción

Tradicionalmente, los utillajes de vacío se han caracterizado por definir un apoyo preciso que derive en un mecanizado de calidad. En el mercado existen soluciones tanto rígidas como capaces de adaptarse a diferentes geometrías. Sin embargo, estas soluciones comerciales siguen lastradas por una falta de flexibilidad a la hora de afrontar diferentes geometrías y por su elevado coste.

Existen diferentes formas de clasificar los utillajes [Wang, 2010]: por los elementos que lo componen, por el sistema de amarre, por la configuración, etc. Sin embargo, a día de hoy, no existe una clasificación en cuanto a las características geométricas de los utillajes de vacío, ya que este parámetro se encontraba implícitamente unido a su capacidad de adaptación. En este sentido, se propone una nueva clasificación (Figura III-1), que engloba todas las soluciones de utillajes de vacío, incluyendo el concepto de estudio en esta tesis. Este planteamiento se ha publicado en [Rubio-Mateos, 2018].

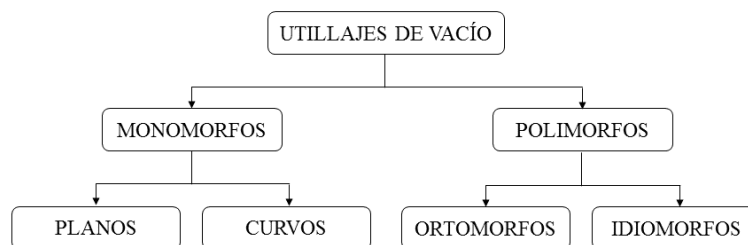


Figura III-1. Clasificación de utillajes de vacío.

Como se aprecia en el esquema anterior, los utillajes de vacío se pueden dividir en dos grupos: los “monomorfos” y los “polimorfos”. El concepto “monomorfo” hace referencia a todos aquellos utillajes que se caracterizan por tener una geometría de forma inalterable en el tiempo. La mayoría de estos utillajes son mesas de vacío planas, aunque algunos fabricantes ofertan, además, soluciones *ad hoc* con la curvatura que se requiera. Este tipo de utillajes se caracteriza, no sólo por su falta de flexibilidad en cuanto a la capacidad de adaptación a diferentes curvaturas, sino que, además, en aplicaciones de alta calidad, cada producto tiene asociado su propio utillaje. Esto ocurre debido a que el utillaje tiene divididas sus zonas de vacío, por sectores, en función de la operación de mecanizado que tenga asociada. Así, se pueden tener canales de recantado y corte, orificios para poder taladrar y todo ello separado por juntas tóricas que mantienen la estanqueidad de la zona no mecanizada de forma pasante (Figura III-2). Además, cabe destacar que, dado su apoyo uniforme en

toda la superficie de la pieza, se utilizan en operaciones de gran precisión, como pueden ser los fresados de alta calidad, como los aeronáuticos, donde la tolerancia exigida se encuentra en torno a $\pm 0,1$ mm para el espesor final y por debajo de $1,6 \mu\text{m}$ para la rugosidad media (R_a) [Del Sol, 2019-b].

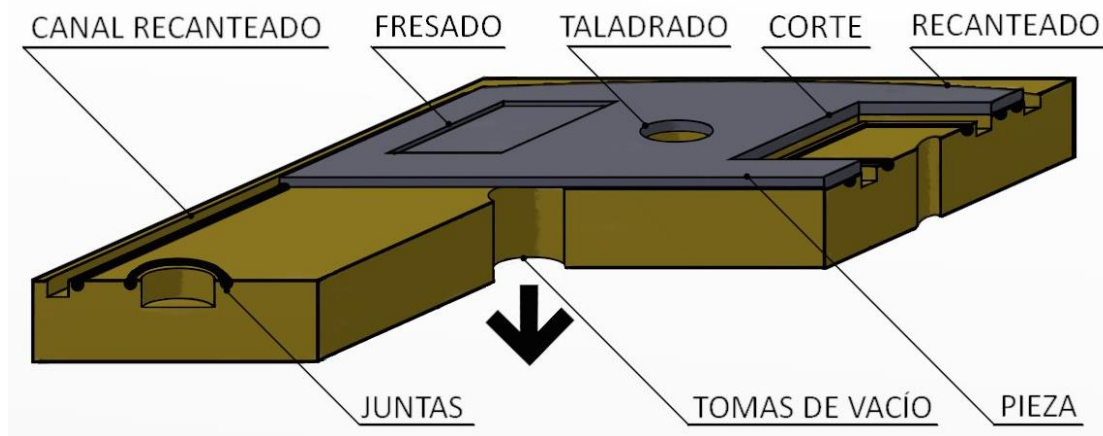


Figura III-2. Esquema de utillaje "monomorfo" plano.

Por el contrario, todos los utillajes que tienen la capacidad de ser adaptados a diferentes geometrías se les puede considerar "polimorfos", esto es, que tienen o pueden tener varias formas. Históricamente, todos los utillajes de vacío que tenían la capacidad de cambiar su configuración lo hacían para ser adaptados a la geometría de la pieza a mecanizar. De ahí viene el concepto "ortomorfo" o, dicho de otra forma, la capacidad de mantener la forma correcta. Estos utillajes comerciales se caracterizan por tener varios actuadores con copas de vacío que se elevan a distintas alturas de tal forma que se pueden adaptar a una gran variedad de curvaturas (Figura III-3). Sin embargo, dada la baja rigidez que existe en la zona entre cada apoyo, estos utillajes se limitan a aplicaciones donde sólo se realizan operaciones de corte y recantado, no de fresado.

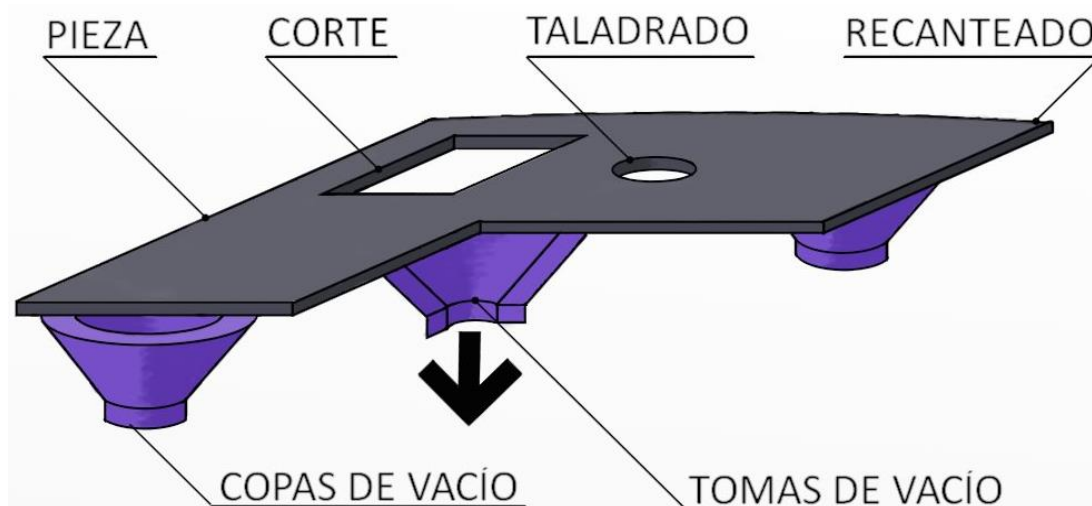


Figura III-3. Esquema de utillaje "ortomorfo".

Como alternativa a las soluciones existentes en el mercado que están englobadas bajo el concepto “ortomorfo”, se presentan los utillajes “idiomorfos” (Figura III-4). Estos utillajes, debido al proceso de fabricación de las planchas flexibles, se caracterizan por una elevada e impredecible variabilidad de espesor y, por tanto, de forma. De ahí viene el concepto “idiomorfo” o, dicho de otra forma, que tiene una forma única e irrepetible.

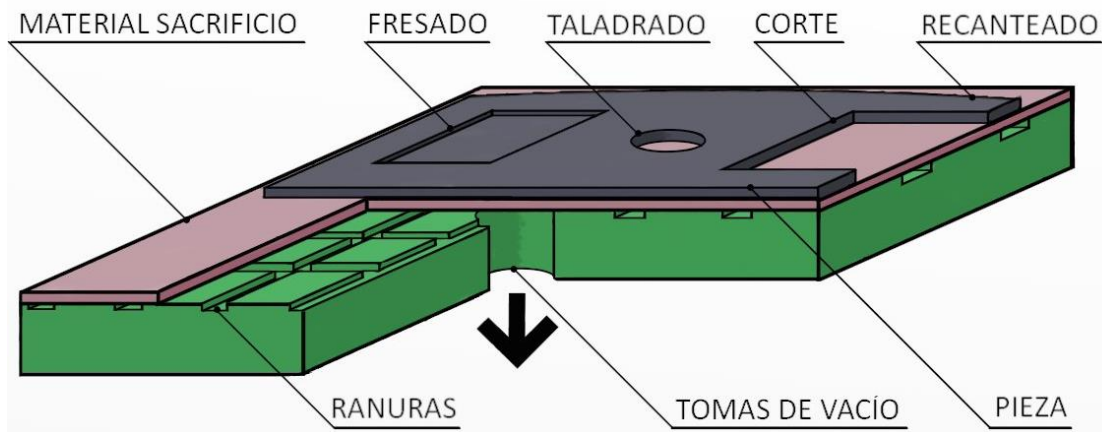


Figura III-4. Esquema de utillaje “idiomorfo”.

Este tipo de utillaje deformable se caracteriza por distribuir el amarre por vacío a través de ranuras a lo largo de toda la pieza, garantizando un anclaje uniforme. Por otro lado, esta solución posibilita su utilización para el amarre de cualquier pieza, independientemente de su contorno, ya que no necesita juntas para mantener el aire confinado. De hecho, para las aplicaciones en las que se requiere mecanizar más allá de la pieza, como puede ser el taladrado, se puede utilizar cualquier lámina de sacrificio que deje pasar el aire, bien porque sea porosa o porque tenga orificios. De esta forma, el amarre por vacío entre la pieza y el utillaje se posibilita, extrayendo el aire de las ranuras y del interior de la lámina porosa, lo cual posibilita un amarre más uniformemente de la pieza.

Además, dado que la rigidez local que muestran este tipo de materiales elásticos es suficiente frente a los bajos esfuerzos de compresión experimentados ante procesos de acabado, es posible fresar manteniendo una buena rugosidad en el fondo de las cajas.

A diferencia de los utillajes “monomorfos”, la forma característica de cada utillaje no puede ser reproducida. Esto se debe a que cada utillaje tendrá una distribución de espesores diferente entre sí debido a la variabilidad del proceso de estampación y vulcanizado de las láminas de elastómero. Esta variabilidad en el espesor de la lámina puede llegar, según los distribuidores, al 10% del espesor medio.

No obstante, la flexibilidad que proporcionan los elastómeros permite que los utillajes “idiomorfos” puedan adaptarse a diferentes geometrías, aunque no sea exactamente la que demanda la pieza, como en el caso de los utillajes “ortomorfos”. Sin embargo, existe una gran variedad de piezas de baja rigidez que pueden ser deformadas ligeramente sin entrar en régimen plástico, quedando amarradas correctamente. De cara a garantizar que la geometría mecanizada concuerda con la deseada, habrá que monitorizar estas deformaciones y adaptar el programa de mecanizado. Así, al soltar la pieza, se obtendrá la geometría deseada.

En este capítulo, se va a abordar el diseño, fabricación y puesta a punto de un concepto de utillaje “idiomorfo” basado en la transformación láminas de elastómeros en utillajes de vacío. Además, se va a realizar diferentes caracterizaciones para verificar la idoneidad de los compuestos propuestos para su aplicación en operaciones de fresado.

Tras presentar el equipamiento experimental y los materiales empleados a lo largo de la tesis, en el apartado 3 de este capítulo se ha procedido a presentar la transformación de una lámina flexible de elastómero en un utillaje de vacío. Esta transformación se ha realizado mediante el mecanizado de las ranuras que permitan un amarre uniforme de la pieza mediante la extracción del aire entre la pieza y la lámina flexible. Además, se ha realizado una optimización del amarre para poder intercalar operaciones de mecanizado pasantes y se ha cuantificado la capacidad de esfuerzos laterales del sistema.

En el apartado 4 de este capítulo se ha realizado una caracterización de la deformación del utillaje flexible. En primer lugar, se ha realizado un análisis de caracterización estándar a compresión. Sin embargo, dadas las limitaciones de este análisis se ha procedido a estudiar el sistema mediante unos ensayos *ad hoc* en el que se han estudiado, el efecto de la memoria de forma, el de la velocidad de deformación, el de la pretensión y el efecto de los mecanizados pasantes.

Finalmente, en el apartado 5 se ha realizado un análisis de la viabilidad térmica de los elastómeros ante operaciones de fresado. En este aspecto se han monitorizado las temperaturas que se producen en la zona de corte y, mediante un modelo basado en la transmisión por conducción, se ha calculado el espesor mínimo de pieza para que el utillaje se viera afectado.

2 Equipamiento experimental

2.1 Descripción de la máquina

Para los ensayos realizados en esta tesis se han utilizado dos centros de mecanizado estándar situados en las instalaciones de Tecnalía.

En primer lugar, para la fabricación de los utillajes flexibles, se ha utilizado una fresadora ANAYAK ANAK-MATIC-7-CNC de 3 ejes.

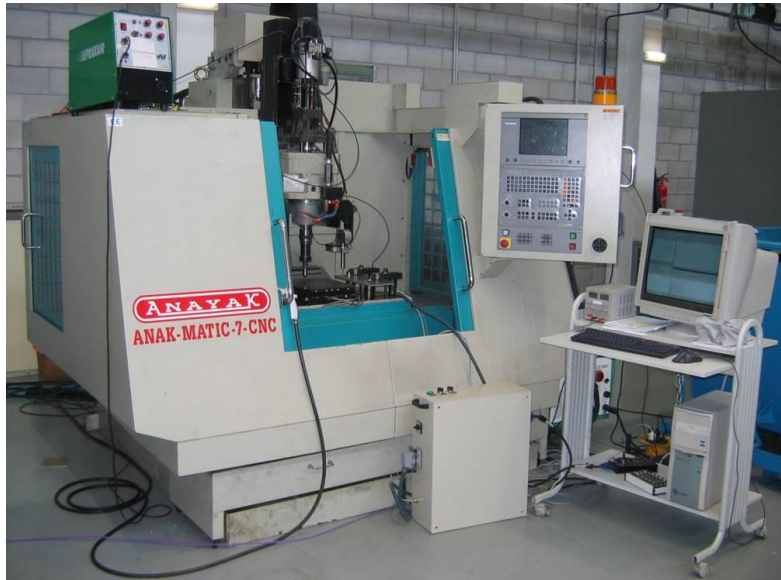


Figura III-5. Centro de mecanizado ANAYAK ANAK-MATIC-7-CNC.

Las principales características de esta máquina son:

- Máquina de 3 ejes
- S_{max} : 6000 rpm (aunque para mecanizados largos se recomienda un máximo de 4800 rpm)
- Avance rápido: 24m/min en ejes X-Y y 15 m/min en eje Z
- Potencia nominal: 5,5 kW
- Par nominal: 11 Nm (a 486 rpm)
- Control HEIDENHAIN
- Taladrina exterior

Por otro lado, para los ensayos de fresado, se han realizado en una fresadora IBARMIA ZV 25U600 EXTREME de 5 ejes.



Figura III-6. Centro de mecanizado IBARMIA ZV 25U600 EXTREME.

Las principales características de esta máquina son:

- Máquina de 5 ejes
- S_{max} : 18.000 rpm
- Avance rápido: 60 m/min
- Potencia nominal: 15 kW
- Par nominal: 81 Nm (a 1760 rpm)
- Dimensiones (X, Y, Z): 600x425x410 mm.
- Giro de mesa (eje A): +/- 120° rotación (eje C): +/- 360°
- Control FANUC
- Cabezal GOIALDE con junta para taladrina interior, y MQL interior.

2.2 Herramienta de corte

La herramienta utilizada para todos los ensayos de mecanizado ha sido una fresa tórica de dos dientes KENDU 4400, con un diámetro de 10mm y un radio de acuerdo de 2,5 mm y sin orificios de refrigeración interna.

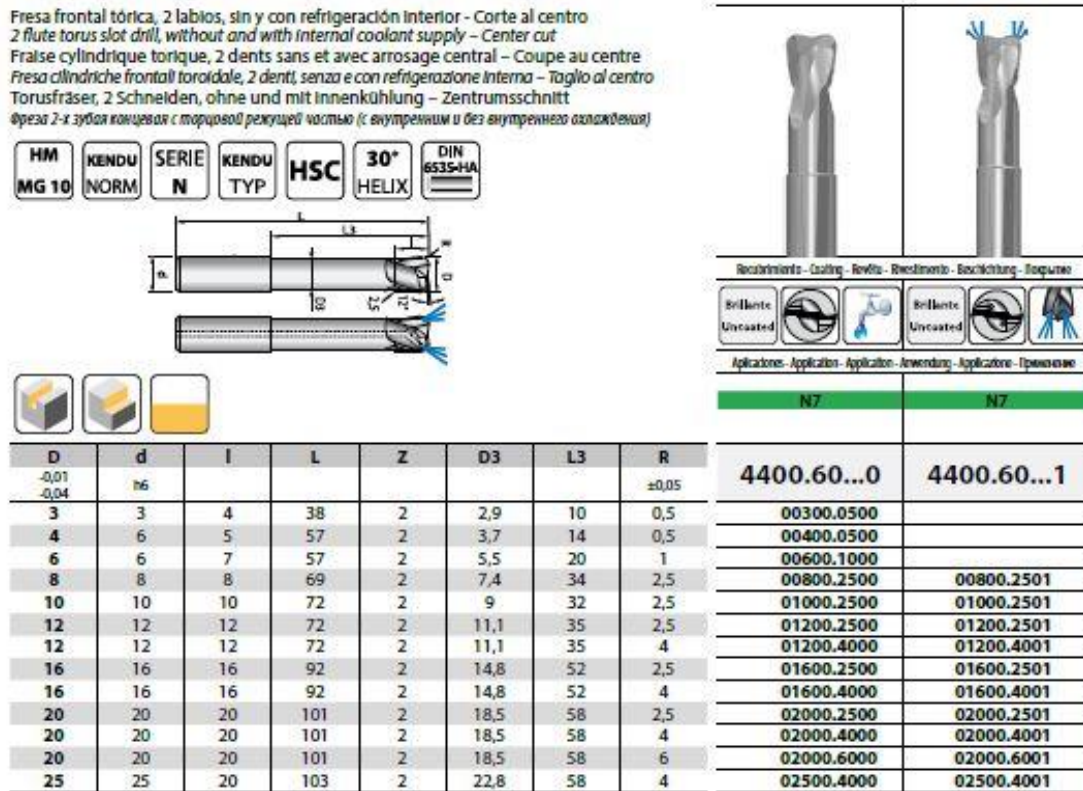


Figura III-7. Herramienta utilizada en los ensayos de mecanizado de piezas de aluminio.
 KENDU uniKENAL 4400.60 D10x11x72 R2,5 L3=32 Z2.

Esta herramienta tiene un ángulo de hélice de 30°, un ángulo de desprendimiento de 18°, un ángulo de incidencia del filo secundario de 16° y del primario de 9°.

2.3 Materiales utilizados

2.3.1 Materiales de los utillajes: NBR65 y NBR90

Los elastómeros seleccionados para fabricar los utillajes han sido dos polímeros de acronitrilo butadieno (NBR) comerciales. La NBR 65 ha sido fabricada por la empresa Trelleborg (Izarra, Álava) y suministrada por la empresa ERAKI (Astigarraga, Guipúzcoa), mientras que la NBR90 ha sido fabricada y suministrada por la empresa alemana bwz Schwingungs-Technik (Ostfildern). Las principales propiedades comunes de estos elastómeros extraídas de sus hojas de características son las siguientes:

Tabla III-1. Propiedades de los elastómeros

Parámetro	NBR65	NBR90
Dureza (Sh A)	65±5	90
Densidad (g/cm ³)	1,45	1,43
Temperatura mínima de trabajo (°C)	-10	-30
Temperatura máxima de trabajo (°C)	70	120

Además, para sacar la composición de cada una de estos compuestos elásticos, se ha realizado un análisis termogravimétrico (TGA). En este ensayo se coloca una muestra del material en una balanza, se va calentando y se va midiendo el % de peso que se va evaporando. Para reducir el efecto de aumentos puntuales de peso, la primera parte del ensayo se realiza en atmósfera inerte. Los ensayos se han realizado en una balanza SETARAM con el siguiente programa:

- Atmósfera: Inerte
 - Calentamiento: Desde 20°C hasta 800°C a una velocidad de 10°C/min.
 - Enfriamiento: Desde 800°C a 400°C a una velocidad de 10°C/min.
- Atmósfera: Aire
 - Calentamiento: Desde 400°C hasta 1000°C a una velocidad de 10°C/min.

La evolución de la pérdida de peso debido a la evaporación de los diferentes compuestos en el caso de NBR65 es la siguiente:

Tabla III-2. Evolución TGA de NBR65

Intervalo de temperatura (°C)	Variación de peso (%)	Atmósfera	Temperatura de mínimos y máximos (°C)
20 – 560	-37,3	Inerte	440 mínimo
560 - 400 (fin)	-19,6	Inerte	783 mínimo
400-490	+2,7	Aire	- máximo
448 – 570	-7,4	Aire	531 mínimo
570 – 1000	-9,7	Aire	720 mínimo
RESIDUO	26,8	-	-

Por su parte, la evolución en el caso de NBR 90 es la siguiente:

Tabla III-3. Evolución TGA de NBR90

Intervalo de temperatura (°C)	Variación de peso (%)	Atmósfera	Temperatura de mínimos y máximos (°C)
20 – 560	-54,6	Inerte	449 mínimo
560 - 400 (fin)	-6,7	Inerte	741 mínimo
400 - 640	-14,4	Aire	576 mínimo
640 – 1000	-2,9	Aire	692 mínimo
RESIDUO	21,4	-	-

Así, el resultado del TGA para los dos elastómeros se resume en la siguiente tabla:

Tabla III-4. Resultados TGA

ELASTÓMERO	Polímero (%)	Negro de humo (%)	Otras cargas inorgánicas (%)
NBR65	37,3	3,5	59,2
NBR90	54,6	14,4	31,0

En este caso, el negro de humo, denominado *carbon black* en inglés, es una forma elemental de carbono que se emplea para incrementar la resistencia del elastómero a la abrasión, a desgarrar y a fatiga. Además, mejora las propiedades de tensión y procesamiento del elastómero [Kumar, 2019].

Por último, se en los anexos se adjuntan las hojas de especificaciones originales para mostrar detalles adicionales aportados por los suministradores.

2.3.2 Material de ensayo: Aluminio 2024-T3

El material utilizado durante toda la experimentación realizada ha sido AA2024-T3. La aleación 2024 está principalmente compuesta de aluminio (90,7-94,7%), de cobre (3,8-4,9%), de magnesio (1,2-1,8%) y de manganeso (0,3-0,9%). Además, puede contener hasta un 0,5% de silicio y hierro, a la par que otros elementos como el zinc, zirconio, titanio y el cromo se pueden encontrar en concentraciones por debajo de 0,25%. En cuanto al tratamiento térmico T3 es una combinación de solución, temple, acritud y madurado natural con objeto de mejorar la resistencia mecánica. Así, esta aleación de aluminio es ampliamente utilizada en la industria aeronáutica debida a su buena maquinabilidad combinada con una alta resistencia.

Tabla III-5. Propiedades del Aluminio 2024-T3.

Propiedades mecánicas		
Tensión de rotura	Tensión de fluencia (0,2%)	Módulo de Elasticidad
483 MPa	345 MPa	73,1 GPa

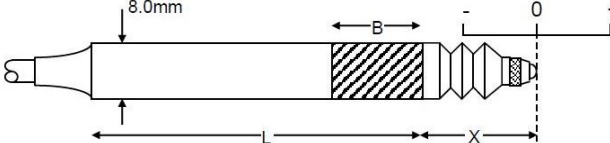
Se han utilizado dos formatos de materia prima, en bloques de 20 mm de espesor y en chapas de 2 mm de espesor.

2.4 Equipamiento de medición

2.4.1 Transformador Diferencial de Variación Lineal (*Linear Variable Differential Transformer o LVDT*)

Para la monitorización del desplazamiento del útil en los ensayos de compresión, así como para la caracterización de los perfiles de ranura se ha utilizado un transformador diferencial de variación lineal (Linear Variable Differential Transformer o LVDT). Este sensor es un tipo de transformador eléctrico que se emplea para medir desplazamientos lineales. El sistema dispone de tres bobinas, una principal en el centro y dos secundarias a ambos lados y dispuestas extremo con extremo, las cuales se sitúan alrededor de una barra cilíndrica ferromagnética. Se hace circular una corriente alterna a través de la bobina primaria, la cual causa un voltaje que es inducido a cada secundario proporcionalmente a la inductancia mutua con el primero. A medida que el núcleo se mueve, la inductancia mutua cambia. Como el voltaje inducido es proporcional a la distancia en que fue desplazado el núcleo, en el rango de trabajo del sensor, se puede obtener el desplazamiento lineal deseado. En este caso el modelo seleccionado ha sido el GT1000, suministrado por el grupo RDP, el cual tiene las siguientes características.

Type	L	X (nom)	B- (No clamp zone)
GT0500Z	26mm	7mm	6mm
GT1000	53mm	14mm	14mm
GT2500	58mm	20mm	18mm
GT5000	87mm	22mm	30mm



Type	Range	Linearity error (% F.S.)	Total weight	Spring force at X	Spring rate	Inward over-travel	Outward over-travel	Sensitivity (nom)
GT0500Z	±0.5mm	<±0.25	7g	1.0N	1.7N/cm	0.3mm	0.3mm	110mV/V
GT1000	±1mm	<±0.25/±0.1	11g	0.8N	2.6N/cm	1.4mm	0.3mm	150mV/V
GT2500	±2.5mm	<±0.25/±0.1	13g	1.1N	2.6N/cm	0.8mm	0.3mm	375mV/V
GT5000	±5mm	<±0.25/±0.1	16g	1.5N	1.5N/cm	1.3mm	0.3mm	700mV/V

Figura III-8. LVDT GT1000.

Este equipo se ha empleado en los Capítulos III, IV y V para la medición de desplazamiento en los ensayos de compresión y en la obtención de los perfiles de pieza antes y después del mecanizado, de tal forma que, en algunos casos, se ha podido calcular el espesor mecanizado real.

2.4.2 Sensor láser

A pesar de que para las mediciones de perfil de pieza se ha empleado el LVDT por tener mayor precisión, a la hora de implementar esa solución industrialmente, el contacto que tiene que haber entre el LVDT y la pieza puede provocar daños en esta última. Es por eso que, en el Capítulo V, se ha estudiado la utilización de un sensor láser para poder monitorizar el perfil de la pieza y se ha analizado cómo la interferencia de la viruta puede afectar a esta medición.

El modelo del sensor láser utilizado para este análisis ha sido el ACUITY AccuRange 200TM Laser Measurement Sensor AR200-25. Este tipo de láser proyecta un haz de luz láser visible que crea un foco en la pieza objetivo. La luz reflejada desde la superficie es recibida desde un ángulo por un sensor de imagen CMOS y la distancia es por tanto calculada mediante triangulación. En este caso el equipo seleccionado presenta las siguientes características:

Tabla III-6. Características del sensor láser.

Standoff (mm)	34
Alejamiento centro del span	
Span (mm)	25,4
Alcance	
Linearity / Accuracy (μm)	$\pm 50,8$
Precisión	
Distancia con señal 0V (mm)	21,3
Distancia con señal 10V (mm)	46,7

Además, dado su reducido tamaño, se ha podido integrar por delante de la herramienta, en línea con la primera patente presentada en el Capítulo V.

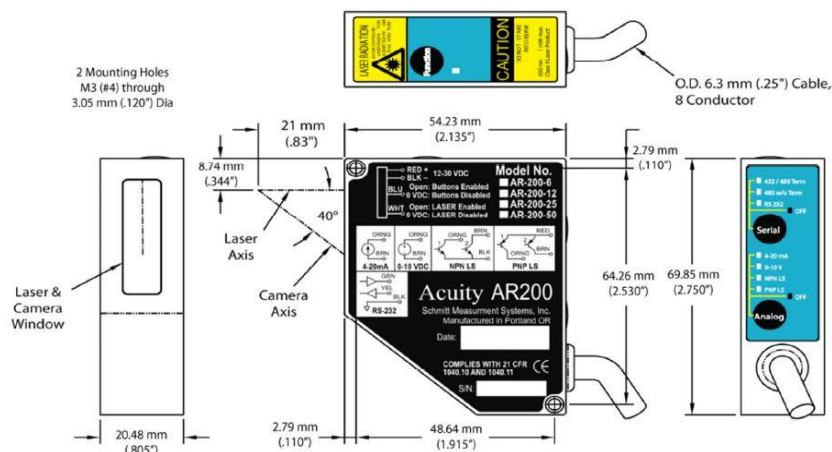


Figura III-9. Dimensiones del láser ACUITY AR200.

2.4.3 Rugosímetro

Para las mediciones de los valores de rugosidad obtenidas en la experimentación realizada en el Capítulo IV, se ha utilizado el rugosímetro Mitutoyo SV-2000N2 con un palpador estándar con radio de punta de $2\ \mu\text{m}$.

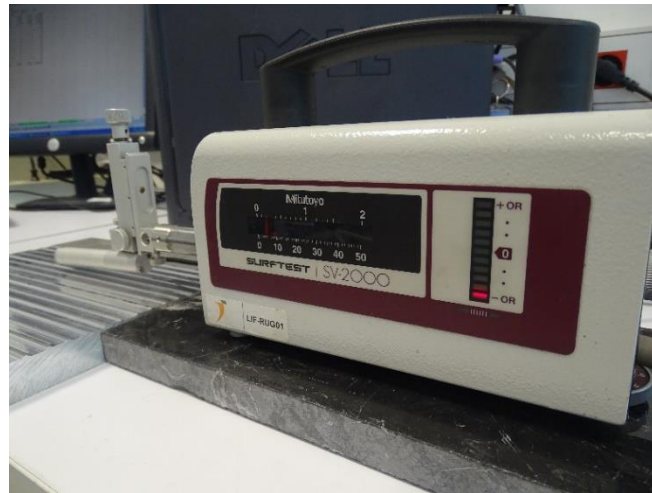


Figura III-10. Medición en ranura mediante el rugosímetro Mitutoyo SV-2000N2.

Los datos adquiridos mediante el rugosímetro se han tratado con el software Surfpack®-SV. Además de comparar los perfiles de rugosidad para identificar las principales fuentes de su generación se ha trabajado principalmente con el parámetro R_a o rugosidad media aritmética.

Este parámetro es el utilizado en la industria aeronáutica para validar la calidad superficial de las pieles, siendo el valor límite $1,6\ \mu\text{m}$ [Del Sol, 2019-b]. La utilización de este parámetros en aeronáutica se debe principalmente a que cualquier fuente de error que genere picos aislados, los cuales se detecten más fácilmente monitorizando R_t o R_z , se pueden corregir en etapas posteriores de pulido manual o automático. Además, dada la variabilidad en el perfil de los elastómeros se ha priorizado los datos medios frente a los locales de cara a hacer una comparación más global de los diferentes sistemas.

Por otro lado, dado que la R_a esperable se sitúa entre $0,1$ y $2\ \mu\text{m}$, la longitud de evaluación ha sido de $4\ \text{mm}$, y se ha utilizado un filtro gaussiano con una longitud de corte de $0,8\ \text{mm}$. Las mediciones se han tomado en la dirección de trayectoria de fresado.

2.4.4 US con acoplante

En los casos de mecanizado de cajas explicados en el Capítulo IV, debido a la complejidad de la trayectoria de fresado, no se ha podido medir el espesor mecanizado midiendo el perfil antes y después mediante el LVDT. Por esa

razón, en estos casos, se ha empleado un sistema de medición por ultrasonidos basado en la tecnología pulso-eco.

Así, para la medición de estos espesores de forma off-line se ha utilizado un medidor de ultrasonidos por acoplante OLYMPUS Panametrics NDT 35DL con una precisión de $\pm 10\mu\text{m}$.



Figura III-11. Medición de espesor en caja mediante el medidor OLYMPUS Panametrics-NDT 35DL.

En primer lugar, se ha calculado la velocidad de propagación de la onda ultrasónica en el AA2024 utilizando una probeta de 2 mm calibrada. Una vez obtenida esta velocidad se ha procedido a la medición puntual de las diferentes probetas, realizando tres repeticiones para cada punto con el objetivo de minimizar el error de medida. Para mejorar la calidad de las mediciones se ha empleado glicerina como líquido acoplante, en base a las recomendaciones del fabricante del equipo.

2.4.5 Acelerómetro

Para la medición de las funciones de respuesta en frecuencia (Frequency Response Function o FRF) presentadas en el Capítulo IV se ha utilizado un acelerómetro uniaxial. El acelerómetro de tipo lágrima utilizado ha sido de la marca PCB, modelo 352C22, con un rango de medida de 1 a 10kHz y una sensibilidad de $1.0 \text{ mV}/(\text{m}/\text{s}^2)$.

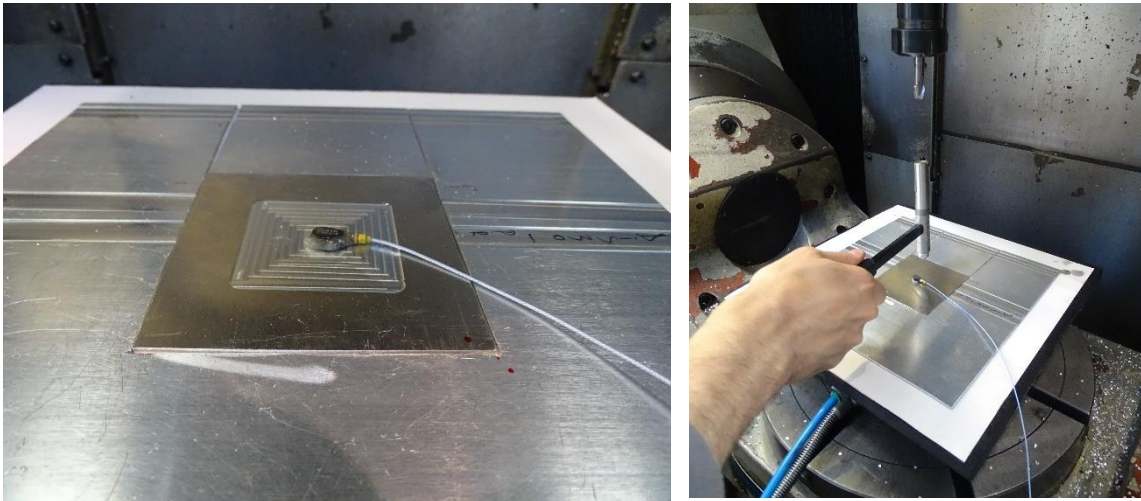


Figura III-12. Acelerómetro uniaxial y ensayos de golpeo para obtener las FRFs del sistema.

El acelerómetro se ha situado en la cara superior de la pieza dado que era el único punto de acceso sin alterar la posición de la pieza durante el fresado. Para mantener unido el acelerómetro a la pieza se ha utilizado una resina deformable adherente.

2.4.6 Digitalizado 3D

Para la digitalización 3D presentada en el Capítulo V se ha utilizado una cámara con un sistema de Luz Estructurada. Este sistema está compuesto por una cámara y un proyector de patrones láser. El proceso de medición con este sistema 3D se basa en la proyección de diferentes patrones conocidos sobre la superficie que se desea digitalizar. A su vez, la cámara registra la proyección de estos patrones sobre la superficie en forma de una nube de puntos 3D. Esta nube de puntos es una lista de coordenadas, normalmente definidas por X, Y, Z, la cual define la posición de la superficie respecto a la cámara.

Con este tipo de sistemas, cuanto menor sea la distancia de trabajo, menor será la distancia entre puntos y, por tanto, mayor será la resolución. Por lo tanto, hay que encontrar el compromiso entre el área a reconstruir, el tiempo de ciclo de inspección de la pieza y la resolución de la nube de puntos.

El sistema utilizado es el escáner Photeneo Phoxi Scan (modelo M), el cual tiene las siguientes características.

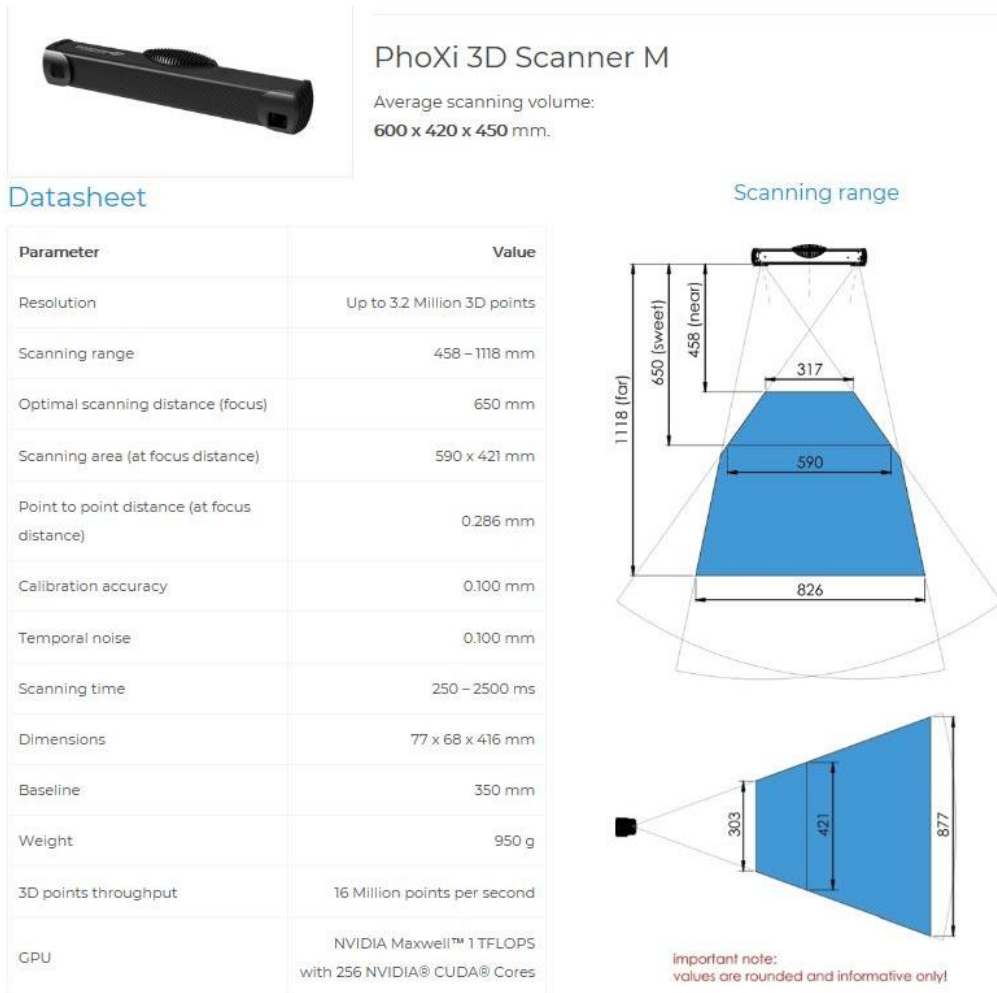


Figura III-13. Sistema de luz estructurada Phoxi 3D Scanner M.

2.4.7 Cámara termométrica

Para la medición de las temperaturas se ha utilizado una cámara termométrica de alta velocidad modelo Xenics-ONCA-1380. Esta cámara recoge la radiación infrarroja en el rango de longitud de onda situado entre $3,6 \mu\text{m}$ y $4,8 \mu\text{m}$. La máxima velocidad de adquisición de este modelo es de 285 fps.



Figura III-14. Cámara termográfica Xenics-ONCA-1380.

Esta cámara se ha empleado en la medición de la temperatura en la zona de corte en ensayos de ranurado, como se puede ver en el Apartado 5 de este capítulo. Dada la capacidad de alta velocidad de esta cámara se ha analizado fotograma a fotograma para obtener el punto de mayor temperatura en las virutas de salida y así definir la temperatura máxima en la zona de corte.

2.5 Monitorización del proceso

2.5.1 US EMAT

Para la medición de los espesores de forma on-line presentadas en el Capítulo V se ha utilizado un sensor de ultrasonidos EMAT (Electro Magnetic Acoustic Transducer). La tecnología EMAT se basa en el principio de inducción electromagnética. Se hace pasar una corriente alterna por una bobina situada en el extremo del sensor, que a su vez genera un campo magnético variable. Al acercar el sensor a la pieza, este campo magnético genera unas corrientes inducidas variables en la pieza (corrientes de Eddy). Posteriormente, con un segundo campo magnético generado con un imán se consigue generar fuerzas de atracción y de repulsión sobre ese campo magnético (Fuerzas de Lorentz). Estas fuerzas de Lorentz generan una onda ultrasónica que se propaga a través del espesor de la pieza a medir. Una vez que la onda ultrasónica vuelve hasta la cara de la pieza donde se sitúa el sensor, los cambios que esta onda genera en el campo magnético permiten al sistema de medida monitorizar el espesor de la pieza sin haber tenido contacto con ella.

El equipo utilizado es el Innerspec PowerBox 2, fabricado y suministrado por Innerspec Este equipo tiene una precisión que está por debajo de $\pm 0,01$ mm en chapas de aluminio con caras paralelas.

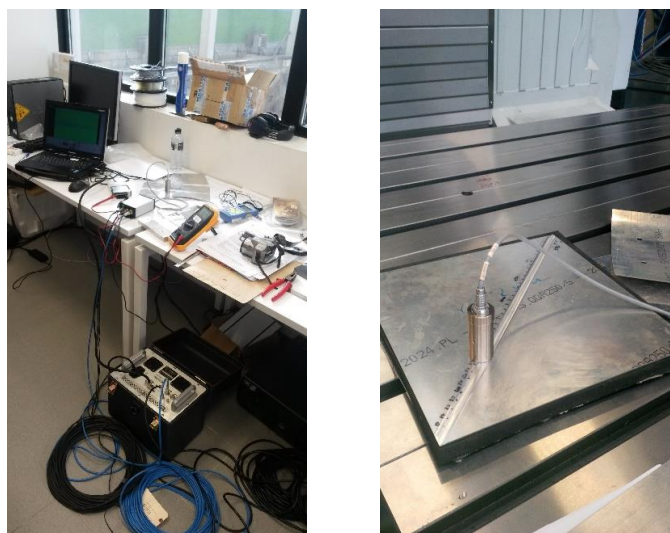


Figura III-15. Equipo de medición EMAT (izda.) y sonda (dcha.)

Para poder integrar el equipo en el proceso de mecanizado, se ha diseñado y fabricado un sistema de integración de la sonda basado en un carro capaz de monitorizar el perfil de la pieza mediante el sensor LVDT antes presentado y de colocarse siempre delante de la herramienta de fresado mediante un eje extra. Este eje extra se basa en la implementación del carro de forma solidaria a una corona que se mueve por acción de un piñón movido por un motor [Calleja, 2016-a].

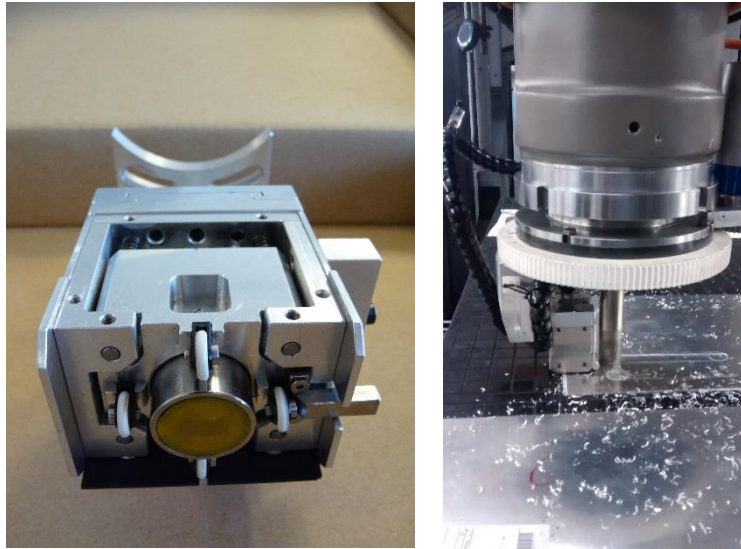


Figura III-16. Carro portasonda EMAT (izda) e integración en máquina ZAYER (dcha)

2.5.2 Mesa dinamométrica

Para la adquisición de fuerzas en los capítulos III y IV se ha utilizado una mesa dinamométrica Kistler modelo 9257B. Este sistema es capaz de medir los esfuerzos aplicados en las tres direcciones simultáneamente mediante ocho células de carga. Dos células de carga miden las fuerzas en la dirección X, otras dos en la dirección Y, mientras que otras cuatro miden en la dirección Z. Cada una de estas células de carga es un transductor que convierte la fuerza aplicada sobre ella en una señal eléctrica medible.



Figura III-17. Mesa dinamométrica Kistler 9257B.

Esta mesa tiene un rango de medida de -5 a 10 kN en las tres direcciones. La mesa dinamométrica se ha atornillado a la mesa de la máquina, alineando su sistema de coordenadas con cada uno de los ensayos registrados. El área de la superficie superior es de 100x170 mm. Sin embargo, para mantener un apoyo de todos los utillajes flexibles en sus zonas de trabajo, se ha complementado con una placa de acero de 20 mm de espesor para aumentar su área de apoyo hasta una superficie de 280x400 mm.

2.5.3 Transductor de presión

Para la adquisición de la presión de aire y para la medición del vacío en el utillaje durante los Capítulos III, IV y V se han utilizado dos transductores de presión con capacidad para medir valores positivos y negativos, modelo KITA modelo KT-77 con una precisión de 0.1bar. Estos dispositivos entregan una señal variable con base al rango de presión o vacío que les atraviesa. En este caso, se ha empleado un transductor de presión para monitorizar la entrada de aire al dispositivo Venturi. El valor de presión de entrada de aire por defecto para todos los ensayos se ha utilizado 5 bar.

Por otro lado, para monitorizar el vacío obtenido en el sistema de amarre se ha añadido el otro transductor de presión a modo de vacuómetro. En este caso los valores de vacío obtenidos han sido los resultantes de aplicar 5 bar de presión de entrada en el dispositivo Venturi y de disponer de diferentes piezas con diferentes áreas.



Figura III-18. Medidor de presión y vacío KITA KT-77.

3 Transformación de lámina de elastómero en utillaje de vacío

Este tipo de elementos flexibles se suministran en rollos de elastómero de hasta 5 m de largo. Por lo tanto, es necesario transformar estas láminas en un utillaje de vacío viable para el amarre de piezas que vaya a ser mecanizadas.

En este apartado se presenta como se ha transformado un lámina flexible en utillaje de vacío y se ha analizado su viabilidad como elemento de amarre de piezas.

3.1 Mecanizado de la lámina de elastómero

En primer lugar, es necesario mecanizar las ranuras para poder disponer de un amarre de vacío uniforme, así como al menos un orificio de salida. Para esa aplicación, la herramienta seleccionada, en base a conocimiento interno en el mecanizado de cauchos, es la mostrada en la imagen inferior.



Figura III-19. Fresa HSS-Izar-STD.W 1Z de Ø5mm (Ref 4412) para el mecanizado de elastómeros.

Según el fabricante, esta herramienta está recomendada para:

- Aleaciones Al-Mg Si >10% (<180 HB / <600 N/mm²).
- Aleaciones Al-Mg no aleados.
- Aleaciones Al-Mg Si <10% (<180 HB / <600 N/mm²).
- Termoplásticos.

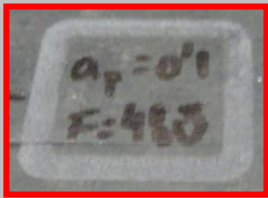
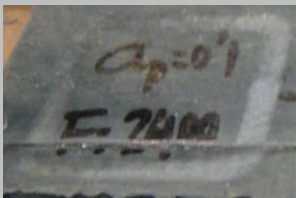
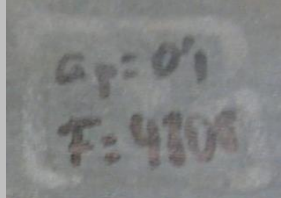

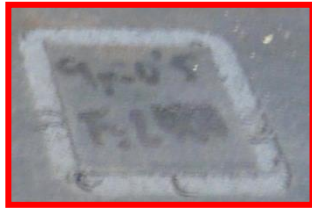

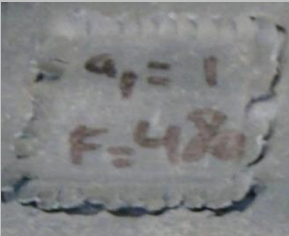


Para seleccionar las condiciones de mecanizado se ha realizado un análisis del efecto de la profundidad de pasada, así como de la velocidad de avance en la calidad de la ranura. En este caso, las condiciones se han fijado en función de las revoluciones máximas admisibles de la máquina empleada, 4800 rpm. De esta forma, la tabla de ensayos se define de la siguiente manera:

Tabla III-7. Condiciones de mecanizado del elastómero.

Ranura	a_p (mm)	f (mm/min)	f_z (mm/diente)
1	0,1	480	0,1
2	0,1	2400	0,5
3	0,1	4800	1
4	0,5	480	0,1
5	0,5	2400	0,5
6	0,5	4800	1
7	1	480	0,1
8	1	2400	0,5
9	1	4800	1
10	2	480	0,1
11	2	2400	0,5
12	2	4800	1

Estas condiciones se han testado y los resultados se muestran a continuación:

Tabla III-8. Calidad de ranurado en función de la profundidad de corte y la velocidad de avance.

$a_p \setminus f$	480 mm/min	2400 mm/min	4800 mm/min
0,1 mm			
0,5 mm			
1 mm			

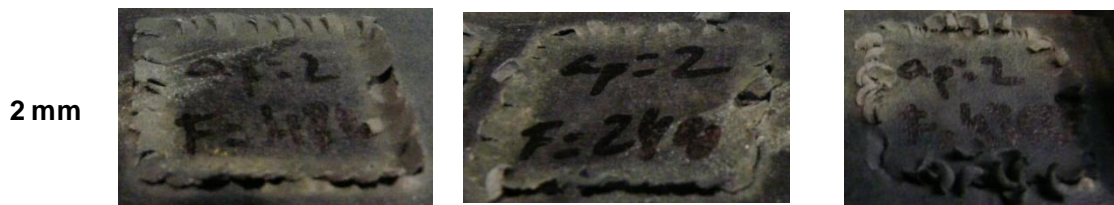


Figura III-20. Resultados de los análisis de parámetros de ranurado del elastómero.

De los dos casos con mejor acabado, indicados en rojo en la figura anterior, se ha realizado un análisis de productividad. Se ha mecanizado una ranura de 1 mm de profundidad para ver si el acabado es sostenido a lo largo de diferentes pasadas superpuestas. El resultado se muestra en las siguientes imágenes:



Figura III-21. Resultados del ranurado del elastómero en varias pasadas: 10 pasadas con $a_p=0,1$ mm y $f=480$ mm/min (izda) y 2 pasadas de $a_p=0,5$ mm y $f=2400$ mm/min (dcha).

Siguiendo un criterio visual, el ensayo que mejores resultados da es el que tiene menor productividad. Bajo estas condiciones la calidad de la ranura es el adecuado para la aplicación, ya que no se generan virutas que no interfieran en el amarre por vacío de la pieza. Es por eso que se seleccionan estas condiciones para el mecanizado tanto de ranuras, como de agujeros mediante taladrado orbital.

3.2 Diseño del utillaje

Para el diseño de utillajes se ha elegido imitar la distribución cuadrangular de ranuras empleada en utillajes de vacío industriales, en especial los utilizados en la industria aeronáutica.



Figura III-22. Ejemplos de utillajes de vacío con distribución de ranuras en forma de cuadrícula.

En este caso la única diferencia es que no hacen falta añadir juntas tóricas alrededor de las zonas de vacío para conseguir unas condiciones adecuadas de amarre. El elemento de elastómero funciona a la vez como elemento de apoyo y elemento de estanqueidad.

Para el diseño se ha utilizado una lámina de 300x300x14,2 mm para poder así aprovechar el máximo área de la mesa de la máquina IBARMIA. Las ranuras se han definido de ancho igual al diámetro de la herramienta de mecanizado del elastómero (5 mm), y una profundidad de 3,4 mm, garantizando una profundidad suficiente en toda la superficie del utillaje. Por último, se le ha añadido un orificio de Ø8 mm para extraer el aire.

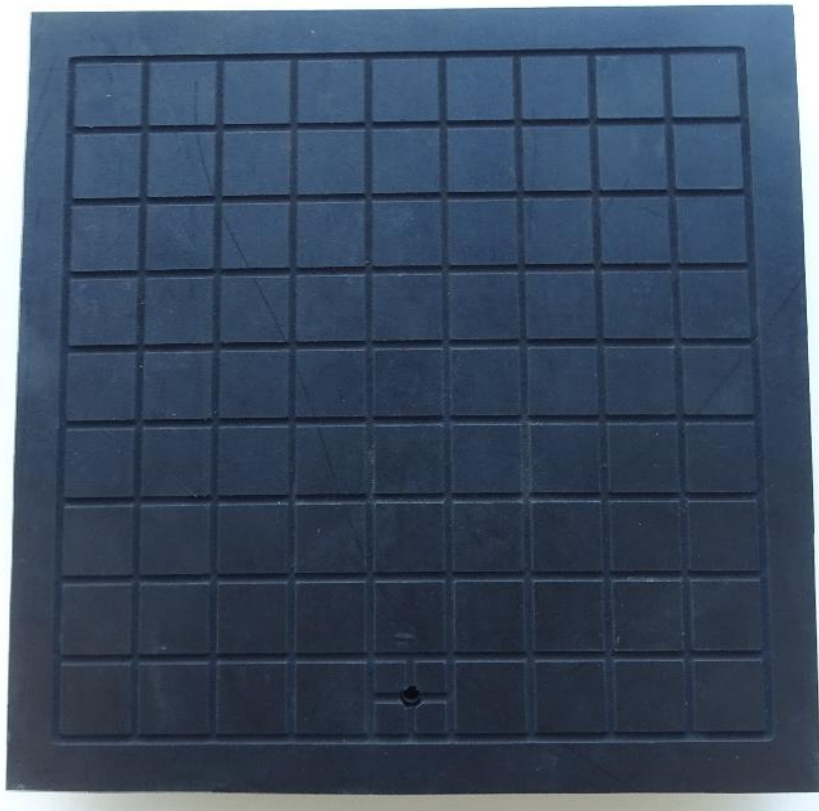


Figura III-23. Utillaje de vacío fabricado en NBR90.

Para la extracción de aire se ha utilizado un dispositivo Venturi, monitorizando la entrada de aire y el vacío para garantizar unas condiciones de vacío constantes. Por otro lado, el elemento flexible se ha adherido a una placa-adaptador amarrada a la mesa Kistler de tal forma que los esfuerzos fueran registrados.



Figura III-24. Integración en máquina del utillaje basado en elastómero.

3.3 Optimización del amarre por vacío

Debido al elevado coeficiente de Poisson de los elastómeros, en torno a 0,5, el comportamiento mecánico del utillaje es diferente en la zona central con respecto a la zona cercana a los extremos. Por tanto, para evitar los efectos de borde del utillaje flexible, se ha trabajado con piezas menores que el área de vacío. En el máximo de los casos, las piezas han sido de 240x240 mm. Por lo tanto, para evitar las pérdidas de vacío asociadas y garantizar un correcto se ha añadido una lámina porosa típicamente utilizada en los utillajes de vacío. En este caso, la lámina de sacrificio es de la marca DATRON, modelo Vacucard® y de espesor 0,7 mm [Datron, 2016].

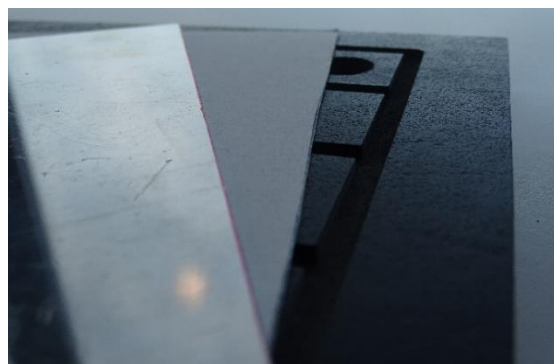


Figura III-25. Lámina porosa de sacrificio (Vacucard®) entre la pieza (izda) y el utillaje (dcha).

Además, este tipo de elementos de sacrificio permiten realizar, además de fresados, recanteados, cortes y taladrados pasantes [Rubio, 2016]



Figura III-26. Corte (izda.) y taladrado (dcha) pasante.

3.4 Selección del amarre del utillaje a la mesa

El amarre del utillaje flexible a la mesa de la máquina o a otro tipo de soporte es crítico para el proceso de mecanizado. Este factor no sólo tiene que garantizar que la lámina de elastómero sufra un movimiento relativo no deseado respecto de la herramienta, si no que no tienen que influir sobre el posicionamiento y/o amarre de la pieza.

En este caso, se han hecho pruebas de fresado con un amarre del utillaje a la mesa de la máquina utilizando ocho uniones atornilladas. Por un lado, se han localizado cuatro uniones en las zonas más exteriores del área de aplicación de vacío. A estos cuatro puntos de amarre se le han añadido otras cuatro uniones atornilladas situadas en la localización más cercana al centro del utillaje que permite la mesa de la máquina.

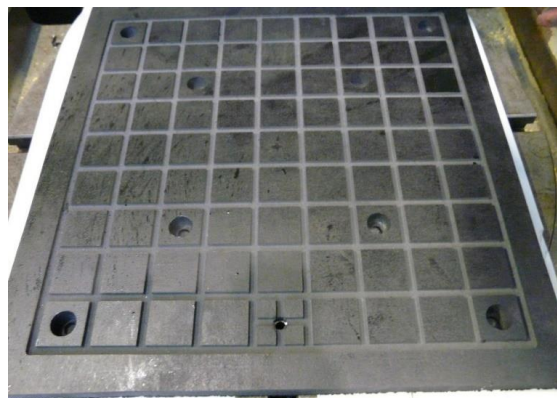


Figura III-27. Utillaje flexible con diseño de amarre con uniones atornilladas en ocho puntos.

La operación de mecanizado ha sido un ranurado en diagonal, de tal forma que se ha pasado por encima de cuatro uniones de este tipo. La profundidad de pasada ha sido de 0,2 mm, y la medición se ha realizado con el sensor LVDT amarrado en el cabezal.

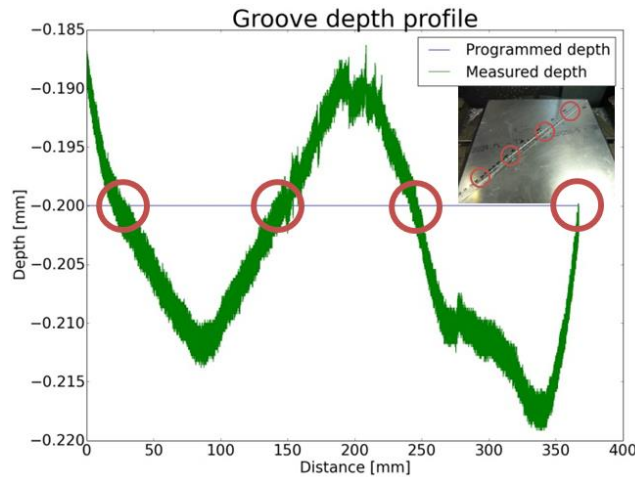


Figura III-28. Influencia del amarre atornillado en el perfil de una ranura.

El resultado muestra que en los puntos en los que se dispone de un amarre rígido, la profundidad mecanizada coincide con la programada. Sin embargo, a medida que la zona mecanizada se aleja del amarre, la diferencia del perfil real con la profundidad programada aumenta. En cualquier caso, variabilidad del perfil obtenido se encuentra dentro de las $\pm 20 \mu\text{m}$, lo cual es aceptable en aplicaciones como la aeronáutica, donde las tolerancias de espesor final en el mecanizado de estructuras de aluminio llegan a ser de $\pm 100 \mu\text{m}$ [Del Sol, 2019-b].

En cualquier caso, para garantizar un amarre correcto de la lámina de elastómero sin deformarla ni comprometer el posicionamiento de la pieza se ha optado por utilizar una cinta de doble cara. Implementando este tipo de láminas adhesivas entre la totalidad de superficie de apoyo del utillaje y la mesa de la máquina se obtiene un amarre suficiente para soportar los esfuerzos requeridos en las aplicaciones abordadas en este trabajo. En este caso la cinta adhesiva utilizada ha sido CESA 64620.

3.5 Análisis de viabilidad ante esfuerzos laterales

De cara a verificar que el utillaje basado en elastómero es viable como elemento de amarre y para definir el rango de trabajo aceptable se ha realizado un análisis de viabilidad en cuanto a esfuerzos laterales. Así, se ha realizado un análisis de esfuerzos cortantes para verificar el límite a partir del cual se produce un movimiento relativo entre la pieza y el utillaje.

Para ello, se ha implementado un banco de ensayos en el que se transmiten los esfuerzos de forma cuasi estática mediante un útil cilíndrico liso amarrado en el cabezal de la fresadora Ibarria. Para monitorizar las fuerzas, se utiliza la mesa dinamométrica Kistler, mientras que para medir los desplazamientos se

utiliza un reloj comparador precargado con una precisión de $\pm 10 \mu\text{m}$. El útil empuja la mesa dinamométrica, la cual está amarrada mediante unión atornillada a la pieza, de 240x240x20 mm. Esta pieza está amarrada mediante vacío a la mesa de la máquina. A medida que se aplica un desplazamiento al eje de la máquina, se monitoriza de forma puntual tanto la fuerza lateral aplicada como el desplazamiento de la pieza con respecto a la mesa de la máquina.

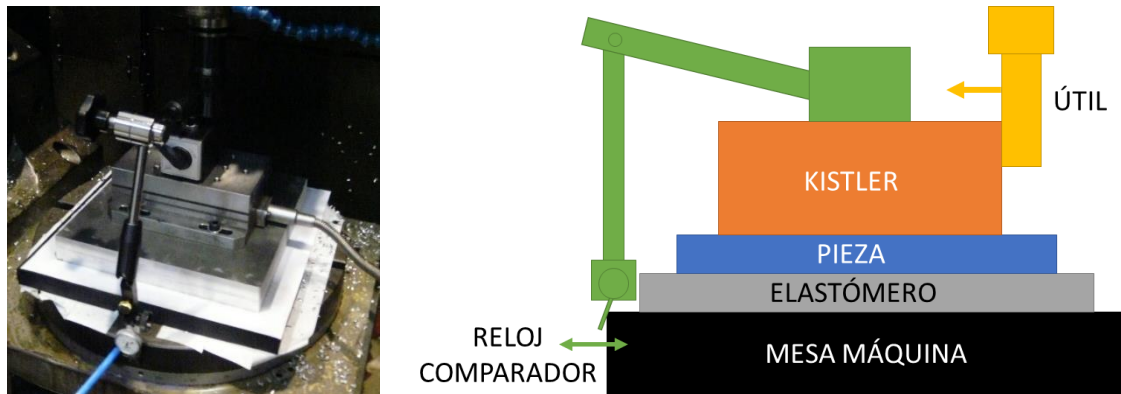


Figura III-29. Ensayos viabilidad ante esfuerzos laterales.

Los resultados muestran que el amarre ante esfuerzo laterales es efectivo ya que no se produce un desplazamiento relativo hasta esfuerzos iguales a 1200 N. Antes de llegar a ese valor se produce un desplazamiento de la pieza, pero que se debe a la deformación elástica del utillaje flexible. Una vez superado el límite de amarre, al seguir aplicando el mismo incremento de desplazamiento sobre la pieza, se produce un movimiento proporcionalmente mayor con unos esfuerzos menores, por lo que se da por superado el límite de amarre del utillaje.

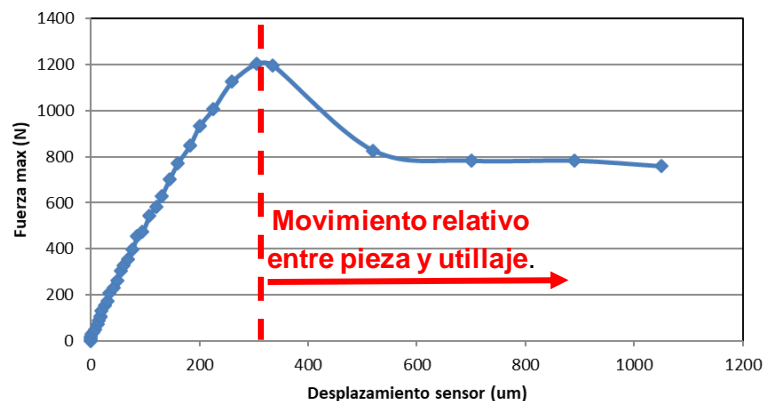


Figura III-30. Resultados de esfuerzos y desplazamientos laterales.

Dada la aplicación en la que se va a estudiar el utillaje, este límite es considerado suficiente como para asegurar que no va a existir movimiento relativo entre la pieza y el utillaje durante los ensayos de mecanizado.

4 Caracterización de la deformación del utillaje flexible

Tradicionalmente, la caracterización de los elementos flexibles, como las láminas de elastómeros, se ha realizado buscando su respuesta frente a esfuerzos constantes [Olsson, 2007], así como ante fenómenos en los que la frecuencia tiene una influencia importante en la deformación del material [Ramezani, 2010] En el caso de procesos de mecanizado la herramienta transmite tanto esfuerzos de corte como de avance.

En este apartado se ha comenzado realizando una caracterización a compresión estándar del material elástico, pero dadas las limitaciones de este tipo de método de análisis, se ha procedido a la implementación de un banco de ensayos *ad hoc*. Sobre este banco de ensayos se ha analizado el efecto de la memoria de forma y de la velocidad de deformación sobre los compuestos elásticos propuestos. Además, se ha analizado el efecto de la pretensión generada por la aplicación de vacío, así como el efecto de realizar mecanizados pasantes sobre este tipo de utillajes elásticos.

4.1 Caracterización estándar

Con el objetivo de caracterizar la compresión de estas láminas flexibles, se han realizado unos ensayos estándar de compresión utilizando una máquina universal E1/044 con capacidad de hasta 10 Tn. La probeta utilizada ha sido una combinación de una lámina cuadrada de elastómero de 45 mm de lado y 14,2 mm de espesor del compuesto NBR65, junto con un bloque de aluminio que, dados los bajos esfuerzos de la aplicación, se considerará incompresible. Se ha colocado una galga extensiométrica a lo largo del espesor de la lámina flexible y se han realizado varias etapas de carga en el conjunto con una velocidad de deformación de 1 mm/min.



Figura III-31. Probeta ensayos compresión estándar.

En primer lugar, las mediciones muestran que, a partir de cierto desplazamiento de la máquina, el valor de compresión de extensimetría cae de tal forma que su valor se desacopla de los incrementos en desplazamiento y fuerza (Figura III-32). Este desacoplamiento se debe a que la medición de deformación mediante extensimetría no es fiable, ya que el abombamiento lateral que sufre la probeta introduce una componente de tracción en la galga que contrarresta la compresión real aplicada.

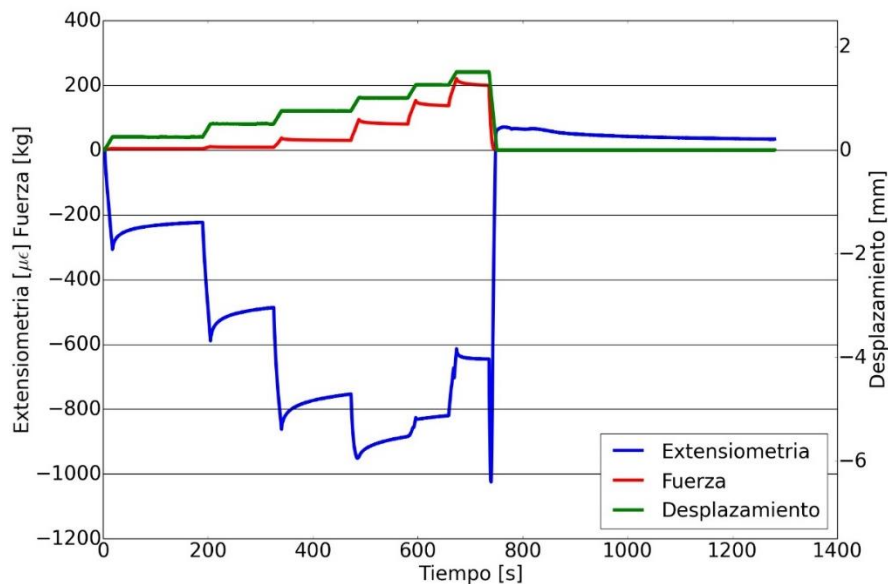


Figura III-32. Resultados ensayos compresión estándar.

Por tanto, como alternativa a este procedimiento de medida se requiere una estrategia de ensayos que pueda caracterizar de una forma más precisa el comportamiento de este tipo de elementos flexibles ante esfuerzos de compresión.

4.2 Caracterización sobre utillaje

Los ensayos estándar han resultado insuficientes para una correcta caracterización del comportamiento a compresión de los elastómeros. Por lo tanto, de cara a poder caracterizar correctamente el comportamiento a compresión y de cara a tener en cuenta el efecto de las ranuras de vacío, se han realizado ensayos de compresión directamente en el utillaje.

Para la mayoría de los elastómeros empleadas a nivel industrial, el amortiguamiento del material es causado por dos mecanismos diferentes, resultando en un comportamiento dependiente de la amplitud y velocidad de la deformación [Austrell, 2013]. Por esa razón el objetivo de estos ensayos de compresión es el de caracterizar el efecto de la velocidad de deformación y comparar la influencia de los ciclos de deformación para cada elastómero.

En general, los ensayos de compresión sobre materiales tipo elastómero se realizan con probetas circulares [ASTM, 1955]. En este caso, para aplicar las fuerzas en el utillaje se ha utilizado un útil cilíndrico desplazado por el utillaje. El desplazamiento de este útil se ha monitorizado mediante un LVDT. Por otro lado, los esfuerzos aplicados han sido monitorizados mediante la mesa Kistler situada debajo del utillaje.

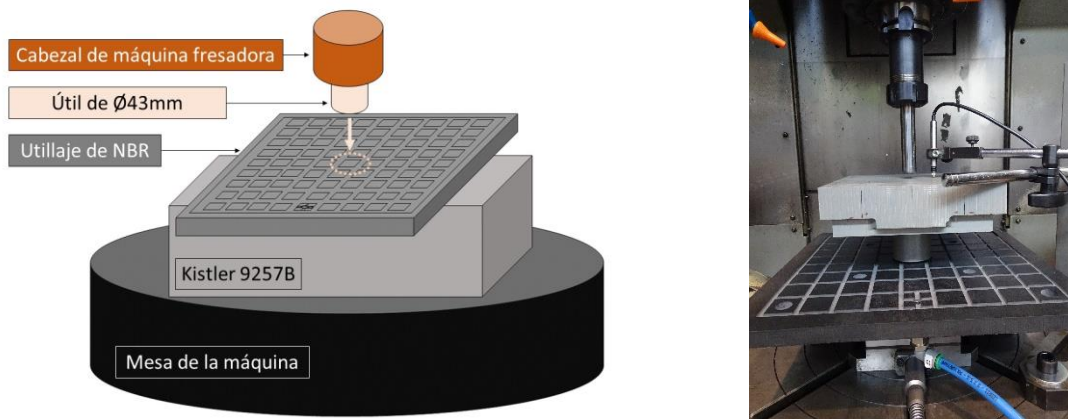


Figura III-33. Banco de ensayos de compresión sobre el utillaje de vacío.

Por tanto, la aplicación de la fuerza se aplica en el centro de un cuadrado de apoyo y permitiendo su expansión lateral, aprovechando las ranuras, a medida que se comprime.

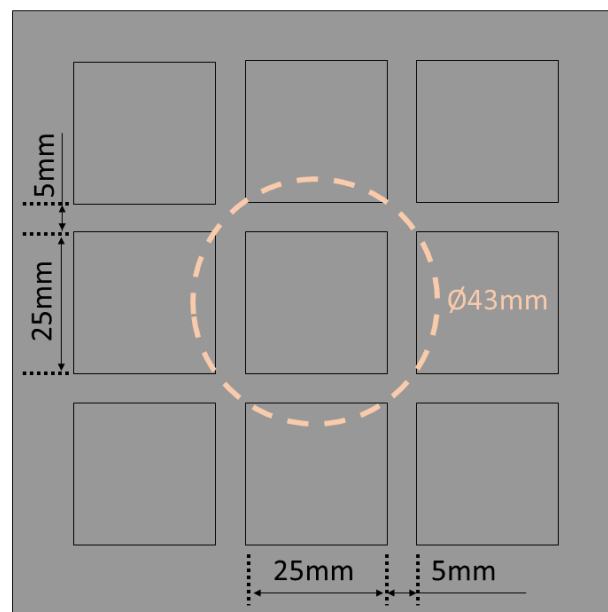


Figura III-34. Zona de aplicación de la carga por parte del útil.

El trabajo que se describe en este subapartado ha sido publicado en [Rubio-Mateos, 2018], [Rubio-Mateos, 2020-a] y [Rubio-Mateos, 2020-b].

4.2.1 Efecto de la memoria de forma

En primer lugar, se ha analizado el efecto de la memoria de forma, esto es, el efecto que tiene la aplicación sucesivas de cargas sobre el utillaje. Para ello se han realizado ensayos a diferentes velocidades de avance y con los dos elastómeros antes presentados. Para las velocidades de avance se han seleccionado los valores más extremos analizados en esta tesis, 240 mm/min y 1200 mm/min. Estos valores permiten mantener un avance por filo coherente con el fresado de pieles aeronáuticas [Del Sol, 2017] y manteniendo la velocidad del cabezal de la máquina en un régimen estable. La separación entre cada una de las pruebas se ha separado en el tiempo 15 minutos. De cara a comparar la linealidad de los diferentes ensayos se ha utilizado una interpolación polinómica. La utilización de este tipo de interpolación se debe al comportamiento reológico complejo de los elastómeros que lleva a cambios bruscos en la curva tensión-deformación. Estos cambios de tendencia se deben al efecto de diferentes mecanismos y rasgos internos de deformación, como pueden ser la viscoelasticidad, elastoplasticidad, la anisotropía del material, etc. [Olsson, 2007]. Por tanto, se ha escogido un grado elevado de interpolación, en este caso quinto grado, que pueda absorber estos tipos de cambios de tendencia.

Además, para cada condición ensayada se han realizado tres repeticiones, de cara a discriminar el efecto de Payne y el efecto Mullins que pueden influir en la repetitividad del comportamiento reológico de los elastómeros [Olsson, 2007]. El efecto Payne, Fletcher-Gent o de memoria de forma hace referencia a la dependencia de la amplitud de la carga atribuida a la descomposición y reconstrucción de la estructura de relleno. Por su parte, el efecto Mullins, también dependiente de la amplitud, se percibe como una disminución de la rigidez durante los primeros ciclos de carga.

En primer lugar, para el elastómero blando (NBR65), se aprecia que hay una gran variabilidad entre la primera tanda (T1), y las otras dos (T2 y T3), especialmente para tensiones por encima de 0,4 MPa. Por otro lado, a medida que aumenta la velocidad de deformación, se identifica un aumento del módulo elástico. Como se ha comentado con anterioridad, este efecto se relaciona con la resistencia de las cadenas poliméricas a reordenarse durante el periodo de carga. Dado que esta reorganización no puede ocurrir de forma instantánea, la pérdida de energía es dependiente de la velocidad de aplicación de la carga [Olsson, 2007].

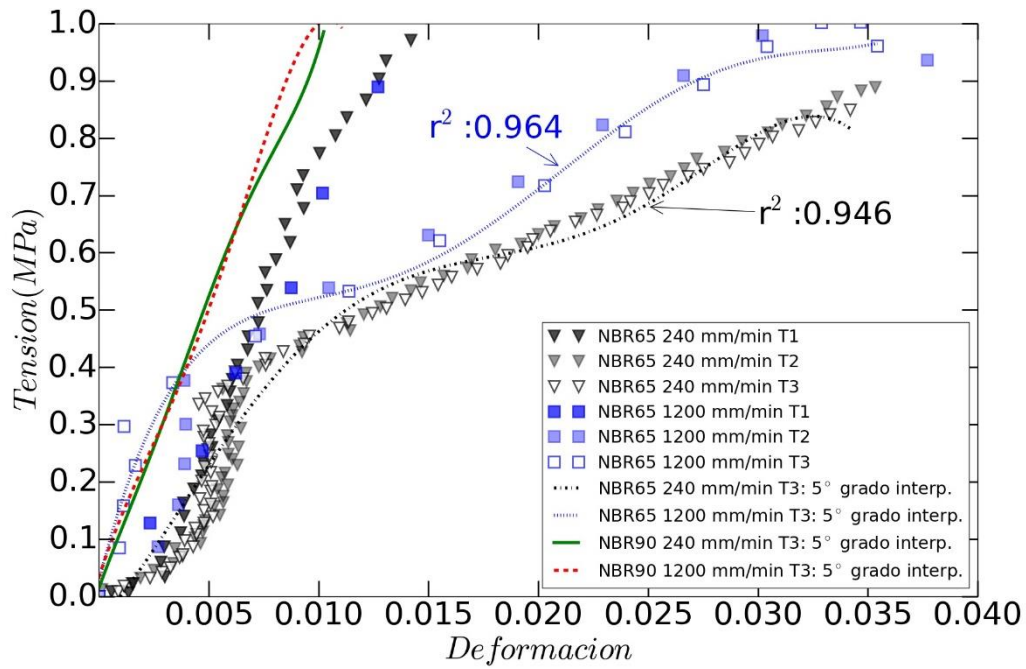


Figura III-35. Memoria de forma en ensayos de compresión para NBR65, comparado con las interpolaciones de NBR90.

Sin embargo, en el caso del elastómero más duro (NBR 90), tanto el efecto de memoria de forma como de aumento del módulo elástico con la velocidad de deformación son mucho menores que en el caso de NBR65.

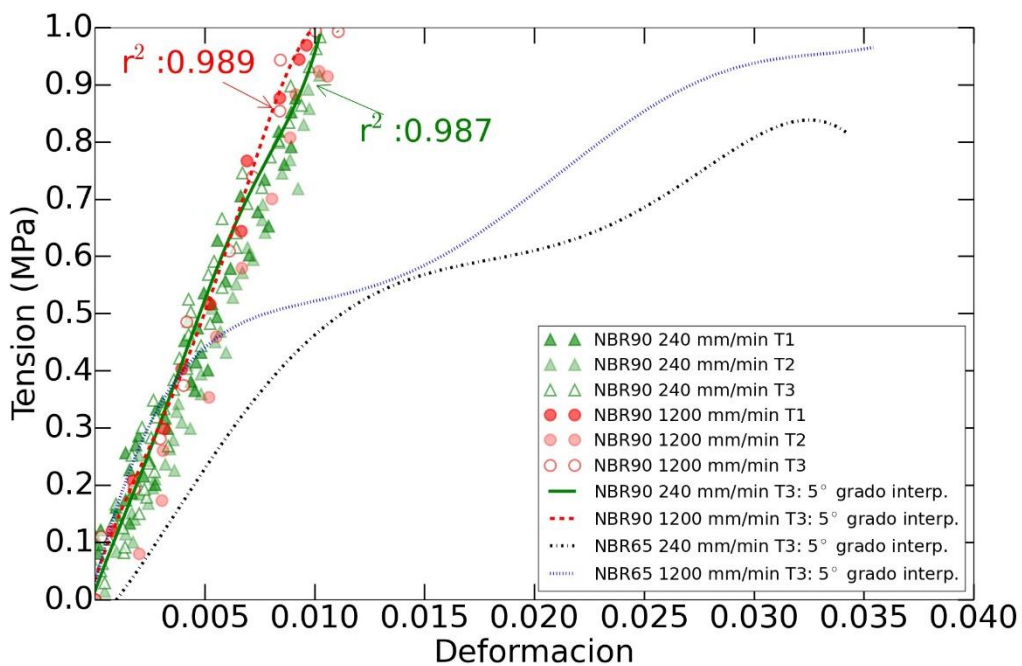


Figura III-36. Memoria de forma en ensayos de compresión para NBR90 comparado con las interpolaciones de NBR65.

4.2.2 Efecto de la velocidad de deformación

En línea con los ensayos anteriores, se ha profundizado en el efecto de la velocidad de deformación. Para ello, se han realizado ensayos con tres velocidades de avance equidistantes dentro del rango de trabajo antes propuesto. De cara a despreciar el efecto de la memoria de forma, al igual que en el apartado anterior, se han realizado tres repeticiones para discriminar los posibles mecanismos de deformación interna de este tipo de materiales elásticos. Como se ha podido ver en el apartado anterior, la segunda y tercera repetición obtienen resultados más homogéneos entre sí, considerándose este estado el régimen estable de trabajo. Por tanto, para el análisis del efecto de la velocidad de deformación sólo se ha tenido en cuenta el tercer ensayo. Por otro lado, al igual que en el estudio del efecto de la memoria de forma, también se ha utilizado una interpolación de quinto grado para comparar la linealidad de la tensión-deformación de los dos elastómeros.

Como se ha visto en el apartado anterior, para el caso de NBR65 a medida que aumenta la velocidad de avance el módulo elástico aumenta hasta llegar a coincidir con el del compuesto NBR90.

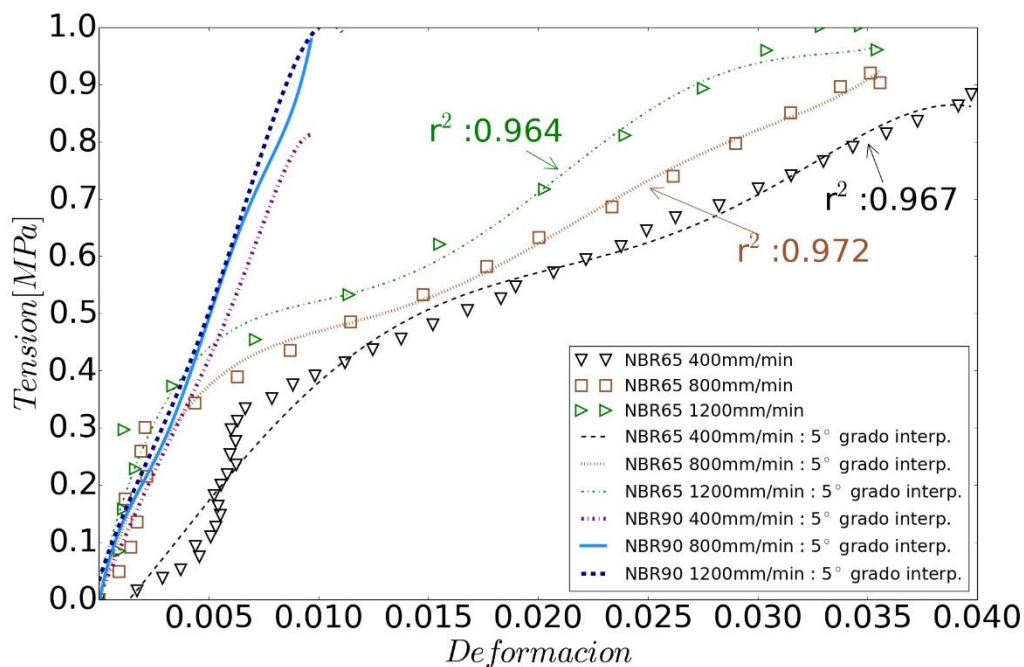


Figura III-37. Efecto de la velocidad de deformación en ensayos de compresión para NBR65, comparado con las interpolaciones de NBR90.

Así, con los ensayos realizados, se puede concluir que para velocidades de deformación superiores a 800 mm/min y con tensiones inferiores a 0,3 MPa los dos elastómeros tienen un comportamiento de tensión-deformación similar. Este comportamiento permite la comparación de los dos compuestos,

discriminando el efecto de la deformación a compresión del elastómero. Así, estas condiciones se han aprovechado para el estudio del efecto de la pérdida de material realizada en el Capítulo IV.

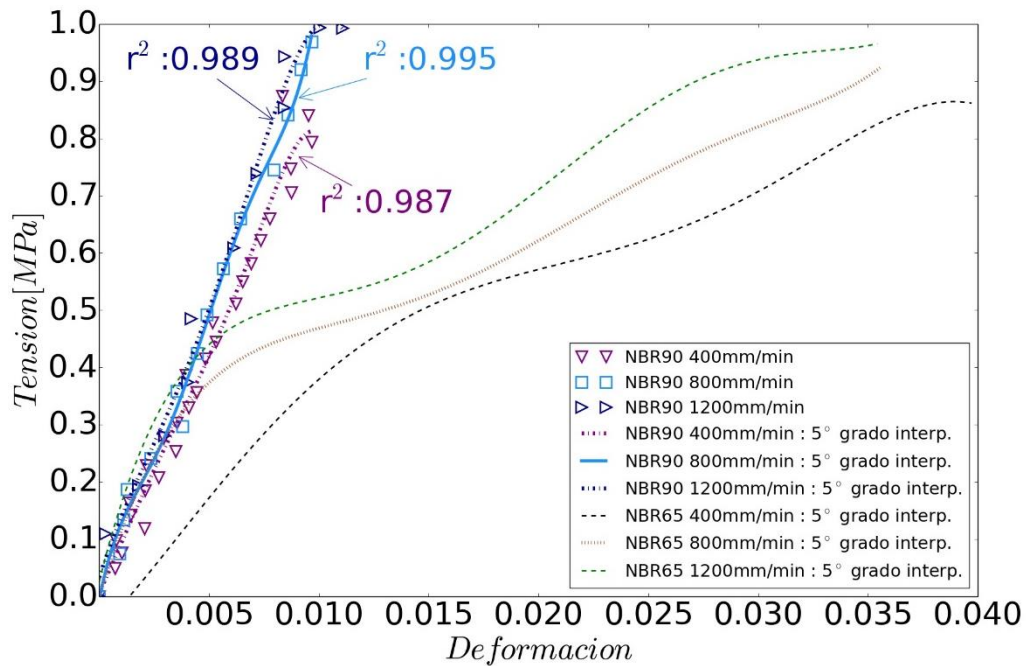


Figura III-38. Efecto de la velocidad de deformación en ensayos de compresión para NBR90, comparado con las interpolaciones de NBR65.

4.2.3 Caracterización con pretensión

De cara a caracterizar el efecto de la pretensión y la cortadura teniendo en cuenta la pretensión derivada de la aplicación de vacío entre la pieza y el utillaje se ha analizado el comportamiento del sistema a compresión aplicando un vacío de 0,45 bar. Los ensayos sólo se han realizado en el utillaje de NBR65 y a una velocidad de avance de 1 mm/min, al igual que la caracterización estándar, de cara a obtener la mayor resolución posible de la deformación del utillaje dentro del rango de trabajo de la máquina. El trabajo que se describe en este subapartado ha sido publicados en [Rubio-Mateos, 2018].



Figura III-39. Banco de ensayos de comportamiento del elastómero ante esfuerzos a cortadura teniendo en cuenta la pretensión por vacío.

Midiendo el valor de las cargas con la mesa Kistler situada debajo del utillaje, y monitorizando el desplazamiento real de la pieza de 240x240x20 mm mediante un sensor LVDT se obtienen los siguientes resultados de tensión-deformación.

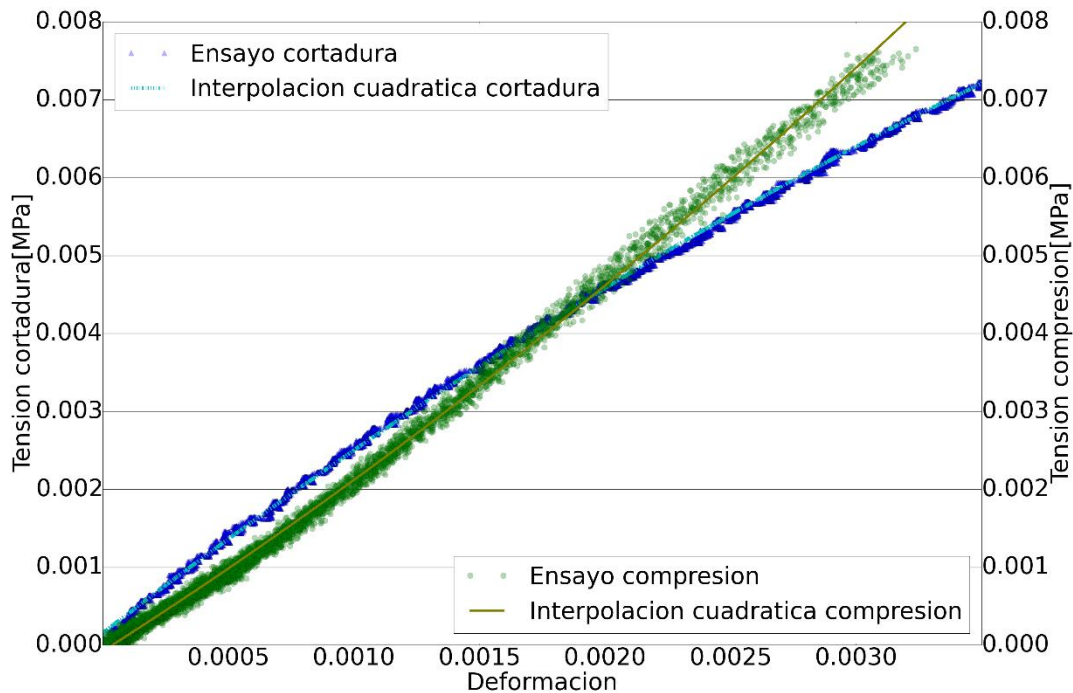


Figura III-40. Resultados de tensión deformación.

En base a estos resultados se puede observar que, en el rango tensional ensayado, no se producen cambios bruscos en las curvas de compresión ni de cortadura. Por lo tanto, en el rango de trabajo ensayado, se puede considerar que el elastómero funciona de forma prácticamente elástica y que la anisotropía, la elastoplasticidad o la viscoelasticidad no son relevantes.

4.2.4 Análisis de mecanizados pasantes

Con los resultados de caracterización del apartado anterior y teniendo en cuenta la pretensión derivada del amarre, se han analizado diferentes casuísticas reales de mecanizado pasantes. Dado que se está mecanizando sobre un elemento elástico, es esperable que al realizar un mecanizado pasante se produzca una recuperación instantánea de la forma original del utillaje y, por tanto, se pueda dañar la pieza o el propio elemento de amarre. Las operaciones analizadas son la de taladrado en el caso de recuperación axial y la de corte en el caso de recuperación lateral. El trabajo que se describe en este subapartado ha sido publicado en [Rubio-Mateos, 2018].

El análisis se realiza teniendo en cuenta que la tensión se relaciona con la carga aplicada a través del área de apoyo de la pieza. Por otro lado, la deformación es el cociente entre la compresión del elastómero y el espesor inicial del utillaje.

Los análisis han realizado sobre dos piezas de diferentes características. La primera es una pieza de laboratorio de 240x240x20 mm. La segunda es una pieza teórica de baja rigidez definida en función de requisitos reales de las pieles aeronáuticas [Rubio, 2018]. Para cada caso, el utillaje correspondiente se considerará con la misma superficie que la pieza y de un espesor de 14,2 mm, el mismo valor de los utillajes analizados en esta tesis. Las condiciones seleccionadas (Tabla III-9) han sido las más exigentes registradas en los ensayos *ad hoc* y, en el caso de la pieza de laboratorio, corresponden con fuerzas de avance de herramienta registradas en procesos de mecanizado de aleaciones aeronáuticas [Haddag, 2016].

Tabla III-9. Condiciones del análisis de mecanizados pasantes.

Pieza	Área [mm ²]	h [mm]	Tensión [MPa]	Carga [N]	Desplazamiento compresión [μm]	Desplazamiento cortadura [μm]
Laboratorio	5,76 x10 ⁴	20	0,007	403	37	48
Aeronáutica	14 x10 ⁶	2		98000		

1.) Análisis en operaciones de taladrado

En el caso de taladrado, el efecto que se quiere analizar es el de la recuperación elástica que se produce en el utillaje una vez que la herramienta traspasa la pieza (Figura III-41). En primer lugar, al pasar de la etapa uno a la dos, el utillaje sufre una deformación inicial al amarrar la pieza, por lo que el espesor local del utillaje (x_n). Por esa razón, x_1 es mayor que x_2 . En la tercera etapa, a la precompresión generada por el amarre por vacío hay que unir los esfuerzos del taladrado aplicados sobre la pieza, por lo que x_3 se reduce en comparación con la etapa anterior. Sin embargo, al traspasar la pieza en la cuarta etapa, las fuerzas de taladrado se reducen drásticamente y, por tanto, se da una repentina recuperación de forma que devuelve la compresión del utillaje prácticamente al estado de la segunda etapa. Este nuevo nivel de compresión es ligeramente superior al del estado dos ya que las fuerzas de taladrado no desaparecen completamente, sin embargo, si no se caracteriza bien esta recuperación, la herramienta podría traspasar también el material de sacrificio y dañar el utillaje.

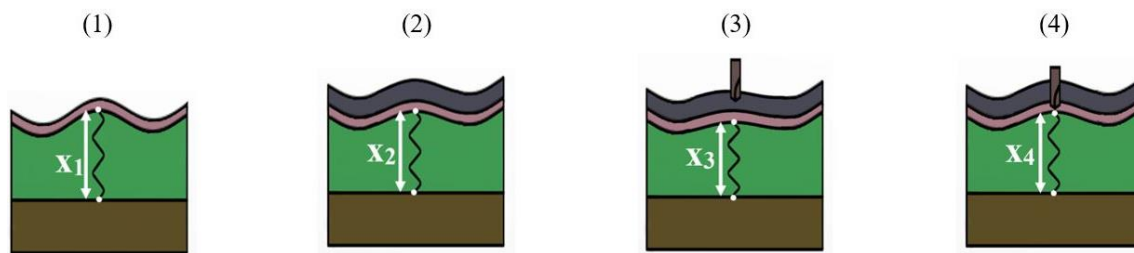


Figura III-41. Etapas de la deformación del utillaje durante el amarre de la pieza y su taladrado, donde $x_1 > x_2 > x_4 > x_3$.

Las láminas de sacrificio pueden tener una gran variedad de espesores. El caso más desfavorable detectado en el mercado es el de láminas porosas de 700 μm de espesor [Datron, 2016]. En el caso de la pieza de laboratorio, las condiciones tensionales seleccionadas dan como resultado un desplazamiento máximo de 37 mm. Por lo tanto, el margen de espesor que ofrece la lámina de sacrificio garantiza la integridad del utillaje “idiomorfo” sin necesidad de monitorizar el proceso.

Con el objetivo de predecir la compresión del utillaje en casos de grandes deformaciones y dadas las limitaciones de carga de los ensayos *ad hoc*, se ha realizado una estimación en base a la extrapolación cuadrática de los datos obtenidos. A pesar de que los elastómeros a compresión tienen diferentes comportamientos en función del rango de carga aplicada [Olsson, 2007], se puede considerar que cualquier utillaje fabricado en este tipo de materiales puede caracterizarse por seguir una evolución estable para cargas inferiores a 1 MPa [Ramezani, 2010]. Esto es, su comportamiento se podría aproximar a través de una interpolación cuadrática.

En base a la interpolación cuadrática del subapartado anterior (Figura III-40), obtener una compresión de 700 μm , esto es, traspasar la lámina de sacrificio, equivale a una deformación de 0,049 y a una tensión de 0,46 MPa. Si se consideran las mismas fuerzas de taladrado seleccionadas antes, el área mínima sobre el que se podría ejercer presión sería de 876 mm^2 . Esta área equivale aproximadamente a la aplicación de fuerzas de avance de una herramienta de $\text{Ø}32$ mm directamente sobre el utillaje.

Por lo tanto, en el caso de taladrado de piezas de baja rigidez, con herramientas de diámetros menores a $\text{Ø}32$ mm, será necesario monitorizar el proceso para evitar dañar el utillaje. Esta monitorización del proceso es complementaria con la monitorización del proceso de fresado para garantizar las tolerancias de espesor de los suelos. Este tema se ha desarrollado en el primer apartado del Capítulo V.

2.) Análisis en operaciones de corte

En este caso se realiza un análisis análogo al del taladrado, pero con los esfuerzos de cizalladura. La misma casuística se da cuando la herramienta corta una sección de la pieza. Así, al finalizar la operación de corte, los esfuerzos de mecanizado desaparecen instantáneamente. Esto da pie a un desplazamiento lateral repentino de la pieza.

En el caso aeronáutico antes planteado, para obtener un desplazamiento de 48 μm hace falta aplicar 98 kN. No obstante, aunque este error puede ser crítico, este nivel de cargas es superior a las existentes en el mecanizado de pieles [Rubio, 2016] o a otras aplicaciones similares [Bolar, 2018]. Por lo tanto, se puede estimar que en aplicaciones reales de corte la recuperación elástica debida al avance de la herramienta será reducida y que no hará falta una monitorización de la pieza.

Sin embargo, en el caso de la pieza de laboratorio, para obtener un desplazamiento similar, sólo haría falta unas fuerzas de cortadura de 403 N, las cuales sí que pueden darse fácilmente en la industria [Bolar, 2018]. En este caso, para fresados o cortes laterales, bajo condiciones agresivas y con piezas de tamaño reducido, será necesario añadir un sistema de monitorización para poder mecanizar la pieza en tolerancias.

4.3 Conclusiones de la caracterización de la deformación del utillaje flexible

En primer lugar, se ha descartado la caracterización estándar debido a los errores de medida de las galgas extensiométricas situadas en el espesor de la lámina flexible. De cara a poder caracterizar el comportamiento a compresión de los utillajes flexibles teniendo en cuenta el efecto de las ranuras de vacío se ha desarrollado un banco de ensayos integrado en un centro de mecanizado para poder caracterizar el comportamiento de los elastómeros frente a esfuerzos de compresión y, en algunos casos, frente a esfuerzos de cortadura.

En estos ensayos se han analizado los efectos de la amplitud de la carga, de la velocidad de deformación, así como de la memoria de forma en dos elastómeros de diferente dureza. Los resultados muestran que el compuesto más blando, el NBR65 presenta una mayor variabilidad que el NBR90. Sin embargo, para velocidades por encima de 800 mm/min y tensiones por debajo de 0,3 MPa ambos compuestos tienen un comportamiento reológico similar. Estos resultados se han empleado y contrastado con los obtenidos en aplicaciones de fresado en el Capítulo IV. En concreto, el efecto de forma observado se ha plasmado en la realización de varias repeticiones en los

ensayos de fresado para filtrar este efecto. Además, en el modelo de rugosidad propuesto en el Capítulo IV se ha empleado el módulo de Young obtenido en estos ensayos.

Por otro lado, aunque hay que tener en cuenta la pretensión del utillaje derivado del amarre por vacío, en el rango de trabajo propuesto se dispone de unas condiciones en línea con un comportamiento cercano al elástico.

Por último, se ha realizado un análisis de la posible afectación tanto a la integridad del utillaje como a la calidad del mecanizado ante mecanizados pasantes. Este tipo de mecanizados implican la recuperación elástica instantánea del utillaje y, por tanto, puede llevar a mecanizar más de lo deseado. Por esa razón, se hace necesario en algunas aplicaciones, como el taladrado pasante en piezas de baja rigidez, la implementación de un sistema de monitorización que ayude a prevenir este tipo de sobre mecanizado. En el caso de pieles aeronáuticas, dada su gran amplitud y los bajos esfuerzos laterales de corte, no se hace necesario la monitorización de la pieza en operaciones de corte dado que la recuperación elástica lateral del utillaje será despreciable.

5 Análisis de la viabilidad térmica de los elastómeros

Además de la amplitud, velocidad y frecuencia de aplicación de las cargas, el comportamiento de los elastómeros depende también de su temperatura [Olsson, 2007]. Dada la influencia de la temperatura en el comportamiento de la deformación de los elastómeros [Garnier, 2013], se ha realizado un estudio de las limitaciones térmicas de la aplicación, con el objetivo de garantizar la integridad del utillaje. En este caso, los dos elastómeros analizados tienen un rango máximo de trabajo de 70 °C en el caso de la NBR65 y de 120 °C en el caso de la NBR90. Sin embargo, la temperatura en el mecanizado de piezas de aluminio supera ampliamente los 100 °C de temperatura en la zona de corte [Nouari, 2003].

En este caso se ha calculado la transmisión térmica por conducción, en base a la Ley de conducción de Calor de Fourier, desde la zona de corte hasta la cara de la pieza en contacto con el utillaje. Dada la imposibilidad de medición de temperaturas en la cara de contacto entre la pieza y el utillaje para una validación del modelo, se ha realizado un análisis del espesor mínimo de pieza para que la integridad del utillaje no se vea comprometida. En este caso, la garantía de integridad del utillaje se ha definido en base a que el volumen determinado por uno de los cuadrados de apoyo en contacto de la pieza proyectado hasta el fondo de las ranuras que le rodean (25x25x3,4 mm) no supere la temperatura máxima de trabajo del compuesto.

En línea con la aplicación de fresado de pieles aeronáuticas el proceso de mecanizado se ha considerado en seco [Del Sol, 2017]. De hecho, el caso de no utilizar ningún tipo de refrigeración es el caso más desfavorable térmicamente, por lo que los resultados obtenidos en este análisis serán el peor escenario esperable independientemente del sistema de refrigeración empleado. Además, la operación de mecanizado seleccionada es la de ranurado, con lo que cualquier operación de fresado con un porcentaje menor de diámetro también supondrá temperaturas menores.

Este análisis se ha centrado en el caso más sensible en cuanto a temperatura, el de NBR65. Sin embargo, este modelo analítico es válido para el compuesto NBR90 adaptando los valores de conductividad térmica, calor específico y densidad. Este cálculo se ha realizado para diferentes velocidades de avance de la herramienta en base al rango de trabajo definido en esta tesis. Dado que la temperatura varía para cada velocidad de avance, se han realizado diferentes ensayos de mecanizado para identificar la temperatura máxima de la zona de corte, esto es, del foco de calor.

5.1 Monitorización de temperaturas

Para monitorizar la temperatura del proceso se ha utilizado la cámara térmica de alta velocidad modelo Xenics-ONCA-1380. La temperatura monitorizada ha sido la máxima obtenida en el mecanizado de las ranuras. En este caso, este valor se obtiene en la salida de la herramienta, dado que la temperatura se va incrementando a medida que la herramienta avanza en su proceso de eliminar material.

La emisividad del material se ha definido en base a las condiciones de los ensayos de fresado. Por un lado, se ha tenido en cuenta que las temperaturas medias alcanzadas durante el fresado en el rango de trabajo rondan los 327 °C (600K). Por otro lado, se ha considerado que las superficies de trabajo, en este caso las virutas generadas durante el fresado tienen un acabado cercano al pulido. Dado que la cámara recoge la radiación infrarroja en el rango de longitud de onda situado entre 3,6 μm y 4,8 μm , se obtiene que el valor más adecuado de emisividad es 0,15 [Wen, 2004].

Las condiciones de los ensayos han sido las siguientes:

Tabla III-10. Condiciones de mecanizado de las ranuras seleccionadas para la monitorización de la temperatura máxima.

Ranura	a_p (mm)	f (mm/min)	S (rpm)	f_z (mm/diente)
1	0,8	400	2000	0,1
2	0,8	800	4000	0,1
3	0,8	1200	6000	0,1

La zona de medición seleccionada ha sido la de la viruta generada en la zona de salida. Como se puede apreciar en la siguiente figura, para cada caso propuesto se tiene una temperatura de la zona de corte que va en aumento a medida que se incrementa la velocidad del propio foco de calor:

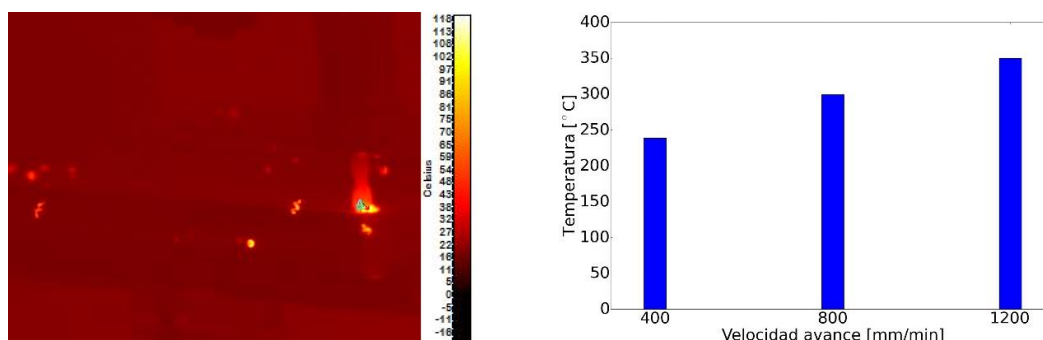


Figura III-42. Medición de la temperatura de la viruta en la zona de salida del ranurado.

5.2 Cálculo de la transmisión térmica por conducción

En base a las temperaturas obtenidas en la zona de corte para cada velocidad de avance, se ha calculado el espesor mínimo admisible de la pieza para garantizar que la integridad del compuesto no se vea comprometida.

Para realizar este cálculo se ha empleado la Ley de conducción de Calor de Fourier, la cual permite conocer el calor que se transmite a la cara de la pieza en contacto con el utillaje. La transferencia de calor depende, de las propiedades físicas de la pieza, del elastómero y de las características del foco de calor.

En primer lugar, se ha realizado el cálculo del área de la fuente térmica (zona de corte) sobre la zona de apoyo del utillaje en función del tiempo.

En segundo lugar, se ha calculado el calor necesario para calentar la masa contenida en el volumen de apoyo del utillaje desde la temperatura ambiente hasta su máxima temperatura admisible.

Por último, se ha calculado el espesor necesario para que el flujo de calor transmitido por conducción desde la zona de corte hasta la cara en contacto con el utillaje llegue a generar el calor límite admisible por el elastómero, en la cara de contacto.

Este espesor será el mínimo admisible, ya que la reducción de este valor implicará un flujo de calor mayor y, por tanto, una temperatura superior al rango de trabajo del elastómero que llevará a su deterioro.

5.2.1 Simplificaciones

Para el cálculo se han tenido en cuenta las siguientes simplificaciones:

- Se ha supuesto que el diámetro de apoyo de la herramienta es menor que el lado del cuadrado de apoyo del utillaje
- Se ha supuesto que el foco de calor es sólo el área de forma lenticular que se genera entre dos pasadas consecutivas, con un ancho igual al avance por filo [Langenhorst, 2017].
- Para el cálculo del área que cubre la zona de corte, se ha realizado una discretización lineal de la curva.
- Dado que la amplitud de las piezas es elevada, tanto en trayectorias de barrido como en un fresado de cajas, el tiempo transcurrido entre pasadas permite al sistema enfriarse hasta alcanzar la temperatura ambiente.

5.2.2 Cálculo de parámetros geométricos

Se definen los siguientes parámetros geométricos para determinar la geometría de la zona de trabajo de la herramienta:

- a_{p_pla} : Se trata de la profundidad de pasada del planeado previos al ensayo. En este caso, el valor de pasada para todos los ensayos ha sido de 0,2 mm.
- a_p : Se trata de la profundidad de pasada del ensayo. En este caso, el valor de pasada para todos los ensayos ha sido de 0,8 mm.
- r_t : Radio teórico de la herramienta. Por defecto 5 mm.
- r_a : Radio de acuerdo teórico de la herramienta. Por defecto 5 mm.
- h : Espesor de la pieza, el cual depende de la aplicación.

En primer lugar, se ha calculado el radio real de la zona de apoyo de la herramienta (r_r) en función de la profundidad de pasada, del diámetro de la herramienta y de su radio de acuerdo.

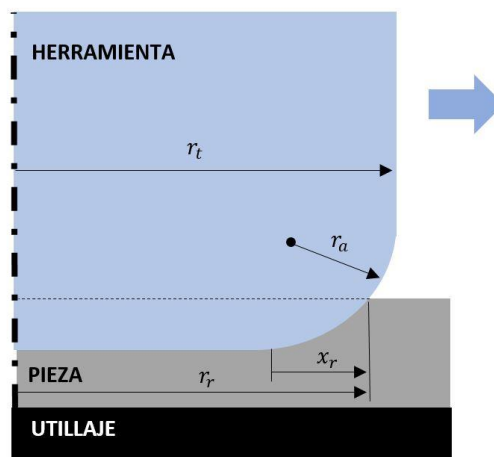


Figura III-43. Radio de apoyo efectivo de la herramienta.

$$r_r = r_t - r_a + x_r \quad (\text{III-1})$$

Por tanto, la posición que define el radio máximo efectivo que apoya la herramienta es la zona de radio de acuerdo que apoya realmente sobre la pieza, denominada x_r , es:

$$x_r = \sqrt{2y_r r - y_r^2} \quad (\text{III-2})$$

Con este valor x_r también se puede obtener qué espesor extra y_r , no mecanizado por el radio de acuerdo, hay que sumar a los cálculos de espesor restante teórico de la pieza

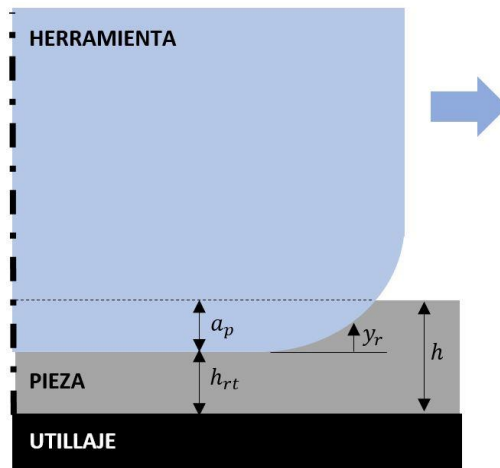


Figura III-44. Espesor extra en la zona de radio de acuerdo.

Así, calculando el valor medio de la y_r en toda la zona de corte, se calcula el espesor restante real h_{rr} con el que se calcula la transmisión de calor en la zona de corte de la pieza:

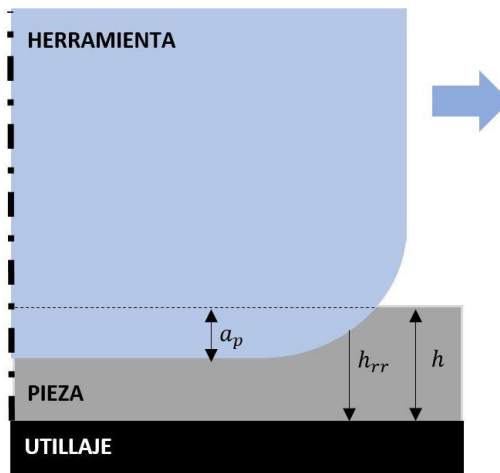


Figura III-45. Espesor restante real.

$$h_{rr} = h_p - a_p + \bar{y}_r \quad (\text{III-3})$$

Por último, se ha calculado el área de la zona de corte producida por el avance por filo. En este caso, la zona de corte se divide en tres etapas:

3.) Entrada de la herramienta

En la entrada de la herramienta se va generando una corona circular cada vez mayor. En este caso, el área de la zona de corte de la herramienta que está dentro de la zona de apoyo del utillaje, A' .

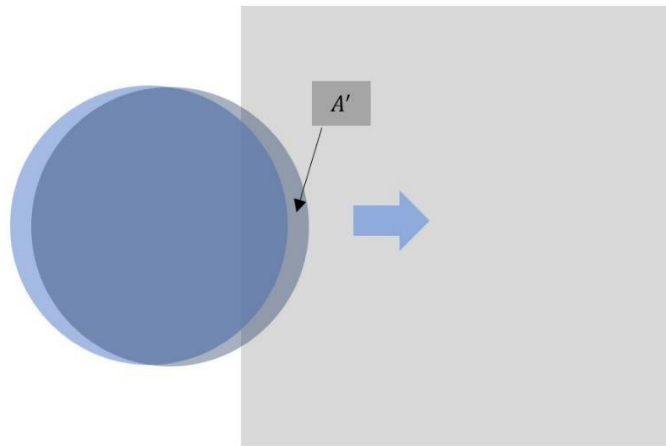


Figura III-46. Área de la zona de corte en la entrada de la zona de apoyo del utillaje.

Para calcular A' en cada posición, se calcula, para cada momento, el área que está dentro de esa zona A'_{n+1} , y se le resta el área equivalente A'_n en una posición retrasada f_z :

$$A' = A'_{n+1} - A'_n \quad (\text{III-4})$$

Así, para cada momento n :

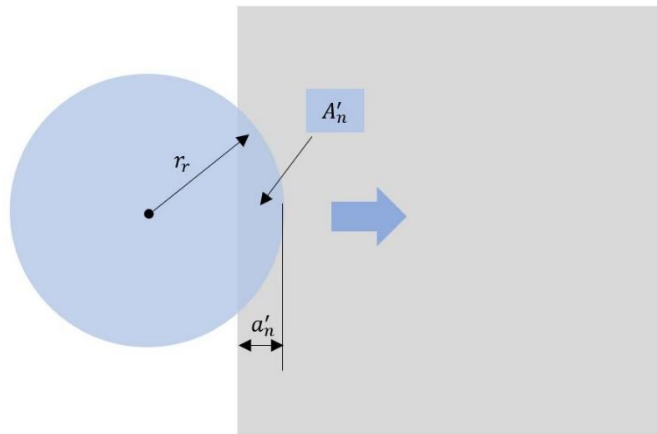


Figura III-47. Área de la herramienta en el momento n sobre la zona de apoyo del utillaje.

En base a esa configuración se obtiene que la relación entre A'_n y f_z es:

$$A'_n = 2 \int_{r_r - a'_n}^{r_r} \sqrt{r_r^2 - (x - a'_n)^2} dx \quad (\text{III-5})$$

$$f_z = a'_{n+1} - a'_n \quad (\text{III-6})$$

4.) Zona de corte estable

En la zona de corte estable, se mantiene un área de corte constante con forma de coma, denominado A'' :

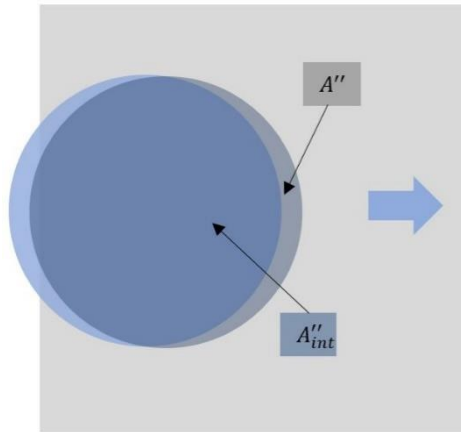


Figura III-48. Área de la herramienta en el momento n sobre la zona de apoyo del utillaje.

Para cada momento n se calcula el área de intersección de la posición de la herramienta en cada instante, A''_{int} . Los límites de esta área vienen delimitados en función de r_r , f_z y a_c , siendo este último el punto de intersección entre las dos circunferencias consecutivas.

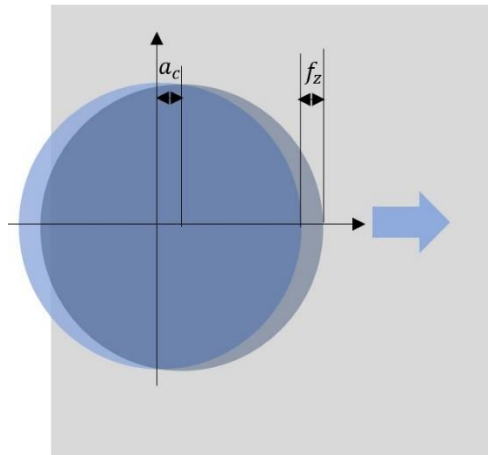


Figura III-49. Punto de intersección entre el área de apoyo de la herramienta en el momento n y $n+1$.

Por lo tanto, para calcular la intersección a_c entre las dos circunferencias, se igualan las ecuaciones de las dos circunferencias descentradas una distancia f_z entre sí:

$$y_{c1} = \sqrt{r_r^2 - x_{c1}^2} \quad (\text{III-7})$$

$$y_{c2} = \sqrt{r_r^2 - (x_{c2} - f_z)^2} \quad (\text{III-8})$$

Igualando las ecuaciones se obtiene que su valor de corte a_c es:

$$a_c = \frac{a_f}{2} \quad (\text{III-9})$$

Así, sabiendo los límites se calcula el área de intersección A''_{int} , el cuál será constante hasta que la zona delantera de la herramienta llegue al otro extremo del cuadrado de apoyo.

$$A''_{int} = 2 \int_{-\frac{f_z}{2}}^{\frac{f_z}{2}} \sqrt{r_r^2 - (x - f_z)^2} dx + 2 \int_{\frac{f_z}{2}}^{r_r} \sqrt{r_r^2 - x^2} dx \quad (III-10)$$

Restando el área de intersección A''_{int} al área de apoyo real de la herramienta A_r se obtiene el área de la zona de mecanizado A'' :

$$A_r = \pi r_r^2 \quad (III-11)$$

$$A'' = A_r - A''_{int} \quad (III-12)$$

5.) Salida de la herramienta

En este caso se calcula el área de la zona de corte de la herramienta que está dentro de la zona de apoyo del utillaje, A''' .

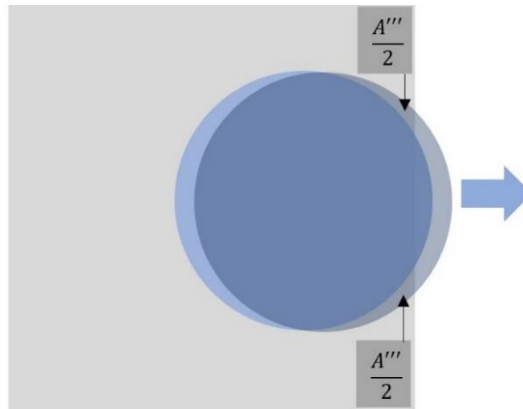


Figura III-50. Área de la zona de corte en la salida de la herramienta respecto de la zona de apoyo del utillaje.

Para calcular A''' en cada posición, se calcula, para cada momento, el área que está dentro de esa zona A'''_{n+1} , y se le resta el área equivalente A'''_n en una posición retrasada f_z . Así, para cada momento n :

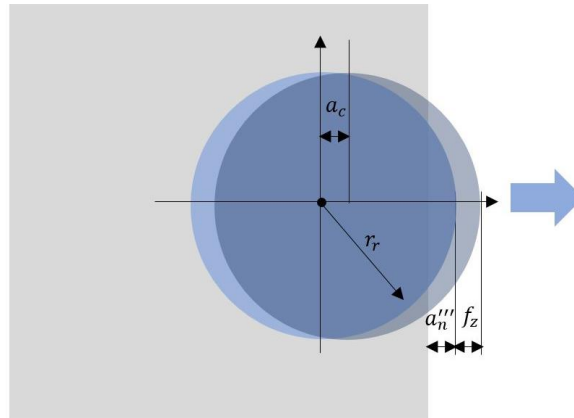


Figura III-51. Zona de intersección de dos circunferencias consecutivas en la salida de la zona de apoyo del utillaje.

Se calcula por separado el área de cada posición de herramienta que sigue dentro de la zona de apoyo del utillaje.

$$A_n''' = 2 \int_{a_c}^{r_r - a_n'''} \sqrt{r_r^2 - (x)^2} dx \quad (\text{III-13})$$

$$A_{n+1}''' = 2 \int_{a_c}^{r_r - a_{n+1}''' - f_z} \sqrt{r_r^2 - (x - a_n''')^2} dx \quad (\text{III-14})$$

$$f_z = a_{n+1}''' - a_n''' \quad (\text{III-15})$$

De esta forma, la evolución del área del foco térmico (A_{ft}) a lo largo del tiempo en función de la velocidad de avance de la herramienta queda de la siguiente manera:

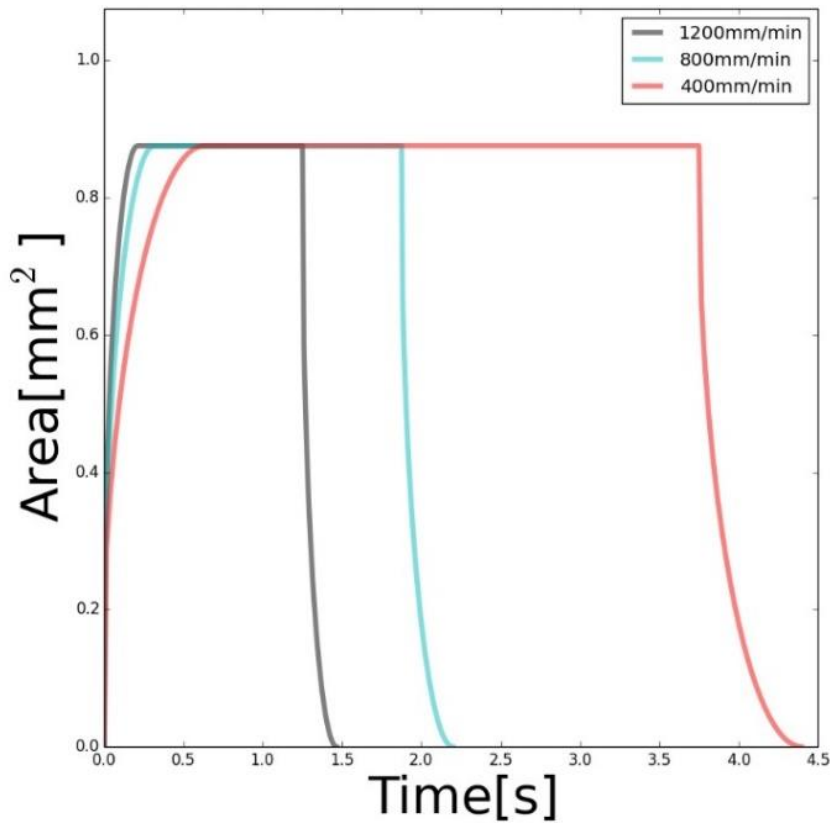


Figura III-52. Área de la fuente térmica (zona de corte) sobre la zona de apoyo del utillaje en función del tiempo.

5.2.3 Cálculo de la transmisión de calor

De cara a determinar la transmisión de calor por conducción a través de la zona de trabajo de la herramienta antes definida se han definido los parámetros físicos requeridos. Dado que una de las simplificaciones es que el sistema parte de una temperatura ambiente, las diferentes variables se han definido a esta temperatura:

- T_1 : Temperatura inicial del utillaje. Por defecto la temperatura ambiente: 20°C

T_2 : Temperatura final del utillaje. Por defecto la temperatura máxima de trabajo del material NBR65: 70°C.

- λ_{AA} : Se trata de la conductividad térmica del material a mecanizar, el AA2024-T3. El valor a temperatura ambiente es de 121 W/m/K [Matweb, 2020].
- λ_{65} : Se trata de la conductividad térmica del material del utillaje NBR65. El valor por defecto es de 0,32 W/m/K [Pinedo,2018].
- c_p : Calor específico del material del utillaje NBR65. El valor a temperatura ambiente es de 1490 J/kg/K [Pinedo,2018].
- l_c : Lado de uno de los cuadrados de apoyo del utillaje. Por defecto es 25 mm.
- h_c : Espesor de uno de los cuadrados de apoyo del utillaje hasta el fondo de la ranura. Por defecto es de 3,4 mm

De cara a caracterizar la transmisión térmica del sistema, en primer lugar, se ha calculado el calor (q) necesario para calentar masa (m) contenida en el volumen de apoyo del utillaje desde T_1 a T_2 :

$$q = mc_p(T_2 - T_1) \quad (\text{III-16})$$

Uniendo este calor con el área por unidad de tiempo del foco térmico (área de corte de la herramienta) se calcula la temperatura que podría tener como máximo la cara superior de la pieza para que el elastómero no se deteriore o lo que es lo mismo, que no supere los 70 °C.

Para calcular cómo se transmite el calor por conducción a través de la pieza a mecanizar se utiliza la Ley de conducción de Calor de Fourier, que relaciona el flujo de calor (q_k) con la conductividad del medio, el área a través del cual se transmite el calor y el gradiente de temperatura.

$$q_k = \frac{\lambda A_{ft}}{h_{rr}}(T_1 - T_2) \quad (\text{III-17})$$

El calor fluye en dirección perpendicular a la superficie. Si la conductividad térmica es uniforme, la integración de la ecuación queda de la siguiente manera:

$$q_k = A_{ft} \frac{q}{A_{ft}} \quad (\text{III-18})$$

Por lo tanto, uniendo las dos ecuaciones anteriores se puede calcular el espesor mínimo de pieza (h_{min}) que se puede tener antes de que el elastómero se empiece a deteriorar:

$$h_{min} = \frac{\lambda \dot{A}_{ft}}{q} (T_1 - T_2) \quad (\text{III-19})$$

Finalmente, introduciendo todos los valores en la ecuación se obtienen los valores de espesor mínimo de pieza admisible para cada velocidad de avance de la herramienta:

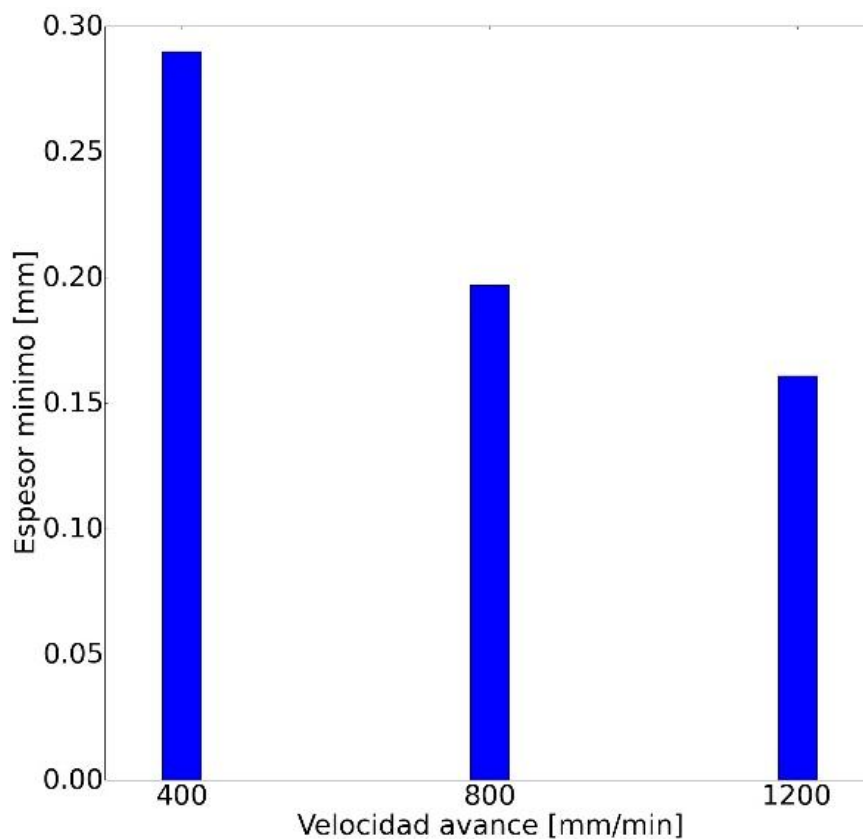


Figura III-53. Espesor mínimo de pieza admisible para no sufrir daño térmico en el utillaje.

Se puede observar que a medida que la velocidad de avance de la herramienta aumenta, el espesor mínimo necesario para no dañar térmicamente el utillaje disminuye. Esto quiere decir que, a pesar de que el foco de calor sea más elevado en este caso, la conducción térmica por conducción será menor que a velocidades menores.

De cara a la validación de este modelos, como se puede apreciar, los espesores son significativamente menores que los empleados en esta tesis, los cuales en ningún caso son inferiores a 0,8 mm. Dado que efectivamente el utillaje no ha sufrido daño térmico en ninguno de los ensayos realizados durante la tesis se puede concluir que el modelo térmico va en línea con la realidad.

5.3 Conclusiones del análisis de viabilidad térmica de los elastómeros

En este apartado se ha realizado un análisis de la capacidad de los elastómeros utilizados como utillajes de vacío para soportar las temperaturas generadas en las zonas de corte sin llegar a degradarse.

En primer lugar, se han monitorizado esas temperaturas en las condiciones más agresivas empleadas en esta tesis, esto es, en la operación de ranurado en seco.

Por otro lado, dada la imposibilidad de medición en la zona de contacto entre la pieza y el utillaje, se ha implementado un modelo de transmisión térmica por conducción para identificar el espesor mínimo de pieza que debería haber entre el foco térmico, en este caso la zona de corte, y la lámina de elastómero. Dado que los espesores mínimos obtenidos están por debajo de los empleados en esta tesis y que visualmente el utillaje no se ha visto dañado térmicamente, se puede deducir que el modelo analítico va en línea con el comportamiento real del sistema.

Debido a las limitaciones en la medición de las temperaturas de contacto entre la pieza y el utillaje la validación del valor de espesor mínimo exacto para que no se produzca un daño en la superficie del elastómero queda limitada. Sin embargo, dado que las condiciones reales utilizadas en la industria aeronáutica (a_p mayores que 0,8 mm y velocidades de avance superiores a los 10000 mm/min) es posible predecir en base a este modelo que este tipo de utillajes gozan de un margen de seguridad suficiente como para poder implantarlos en condiciones de mecanizado industriales reales. De hecho, la principal recomendación que se extrae de este modelo es que mientras la velocidad de avance de la herramienta sea mayor, la afectación térmica será menor en el utillaje.

CAPÍTULO IV

CAPÍTULO IV: CARACTERIZACIÓN DE LOS UTILLAJES BASADOS EN ELASTÓMEROS EN FRESADO

1 Introducción

En este cuarto capítulo se han caracterizado los utillajes basados en elastómeros en aplicaciones de fresado. Este análisis se ha realizado en dos etapas orientadas a la aplicación final, el fresado de pieles aeronáuticas.

En primer lugar, se ha analizado el comportamiento del utillaje en el fresado de piezas de elevada rigidez. A diferencia de las pieles aeronáuticas, el fresado de piezas gran espesor no se ve influenciado por la pérdida de material durante operaciones previas de mecanizado, como puede ser un planeado previo de las ranuras. Por lo tanto, sobre este sistema se han analizado el efecto de diferentes parámetros de acabado sobre el comportamiento axial del utillaje. Este efecto se ha estudiado en términos de rugosidad y error de espesor mecanizado. Además, se ha propuesto un modelo de fuerzas axiales en función de la tasa de material mecanizado en la aplicación de ranurado con el diámetro completo de la herramienta.

Por otro lado, en el apartado tres de este capítulo, se ha estudiado el comportamiento de los utillajes basados en la aplicación de fresado piezas de baja rigidez, como es el caso de las pieles aeronáuticas. En este caso, se ha analizado el efecto de pérdida de espesor de las piezas durante el fresado y del espesor inicial de las mismas. Para comprender los diferentes mecanismos de generación de vibraciones de este tipo de sistemas se ha presentado un modelo de rugosidad para poder analizar las diferentes fuentes generación de rugosidad en el suelo de las piezas.

En ambos estudios se han empleado geometrías de piezas planas. Por lo tanto, los resultados van orientados a aquellas pieles aeronáuticas que se mecanizan en plano o a aquellas piezas que tienen cierta curvatura, pero que, dada su amplitud, el proceso de fresado localmente se puede considerar plano. En este aspecto, Rubio et al [Rubio, 2016] demuestran que, con una herramienta de diámetro inferior a 20 mm, una herramienta tórica es más productiva que un de bola para todas las piezas con una curvatura menor del 30%. Esta curvatura se define como la relación entre el ancho y la profundidad de la pieza. Por lo tanto, caracterizar el proceso sobre pieza plana permite extrapolar los resultados para una gran variedad de referencias aeronáuticas.

2 Caracterización del elastómero con pieza rígida ante parámetros de proceso de acabado

El objetivo de este capítulo es el la caracterización del comportamiento de los dos elastómeros ante diferentes parámetros de proceso de fresado. La comparación se ha realizado en base a la calidad de la pieza, tanto en la tolerancia de espesor, así como en la rugosidad. Además, se ha implementado un modelo de fuerzas axiales para el caso de ranurado en acabados. El trabajo que se describe en este apartado ha sido publicado en [Rubio-Mateos, 2020-a].

2.1 Diseño de experimentos

Los ensayos de mecanizado han consistido en unos ranurados sobre piezas rígidas de AA2024-T3 y 20 mm de espesor. Estas piezas, de 240x240 mm, se han amarrado sobre los utilajes de elastómeros mediante vacío.

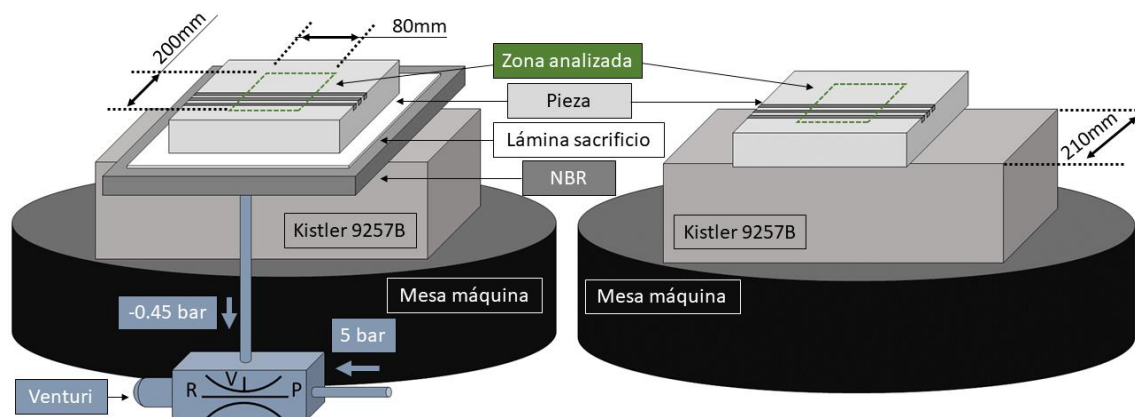


Figura IV-1. Esquema del banco de ensayo de ranurado con (izda.) y sin (dcha.) utilaje flexible.

El utilizar piezas más pequeñas que el ancho del utilaje se debe principalmente a dos razones. Por un lado, para eliminar cualquier efecto de borde, y por otro, para reducir la tolerancia del error de espesor de la lámina de elastómero desde el 5% al 3%. De cara a garantizar un buen amarre y a reducir las pérdidas de vacío derivadas de la diferencia de dimensiones de la pieza y la zona de vacío, se añade una lámina de sacrificio Vacucard® de 290x290x0.7 mm. Por tanto, esta lámina porosa se sitúa entre la pieza y el utilaje.

El aire es retirado de los canales a través del agujero con un Venturi estándar garantizando una unión suficiente entre el utilaje y la pieza de aluminio, como se ha demostrado en el apartado tres. Por su parte el utilaje flexible se amarra a la mesa dinamométrica mediante cinta de doble cara CESA 64620, método previamente demostrado como fiable en el apartado tres. En el caso de que no haya un utilaje flexible, es la pieza la que se amarra directamente a la mesa Kistler mediante el mismo método.

La operación de mecanizado seleccionada ha sido la de ranurado. Estas ranuras han sido mecanizadas en seco, al igual que en el fresado de pieles aeronáuticas, de lado a lado y en dos etapas con una fresa tórica de diámetro 10 mm y radio de acuerdo de 2,5 mm. En primer lugar, se ha mecanizado una ranura previa de 0,2 mm de profundidad de cara a garantizar el mismo perfil inicial entre los diferentes ensayos. Tras ese planeado, se ha realizado cada uno de los ensayos con sus condiciones de mecanizado. La separación entre ranuras ha sido de 10 mm.

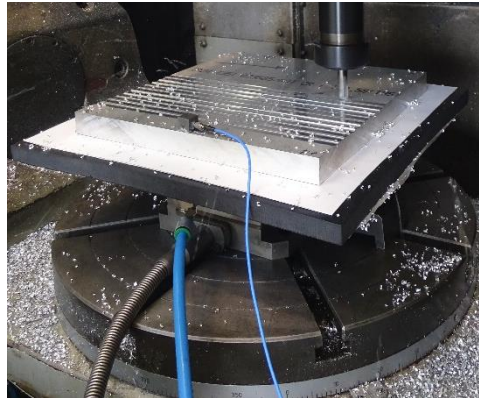


Figura IV-2. Ensayos de ranurado en pieza rígida.

La siguiente tabla muestra las condiciones de los ensayos, para analizar el efecto de la profundidad de corte (a_p), el avance por diente (f_z), la velocidad de giro del cabezal (S), y la velocidad de avance de la herramienta sobre las dos láminas de elastómero, frente al uso sin utillaje flexible. Las condiciones de mecanizado se han seleccionado en base a la profundidades empleadas en el acabado de ciertas piezas aeronáuticas, tales como las pieles [Del Sol, 2017]. Por otro lado, tanto el avance como el giro de la herramienta se mantienen en la zona estable de trabajo de la máquina, considerando las condiciones adecuadas de mecanizado de piezas de aluminio.

Tabla IV-1. Condiciones de ranurado.

Parámetros	Nivel 1	Nivel 2	Nivel 3
Material de amarre	NBR65	NBR90	Sin NBR
a_p (mm)	0,2	0,8	-
f_z (mm/diente)	0,06	0,1	-
S (rpm)	2000	4000	6000
V_c (m/min)	63	126	189
f (mm/min)	240;400	480;800	720;1200

Para cada condición de fresado, se han realizado tres repeticiones en posiciones aleatorias respecto del centro de la placa para cubrir diferentes zonas del utillaje. De esta forma se ha podido discriminar el efecto de la variabilidad del espesor de la lámina flexible y obtener unos resultados, tanto de espesor como de rugosidad, con una distribución normal que permite la realización de una ANOVA. Además, la zona analizada se ha restringido a la zona central de cada ranura ya que es donde se alcanza el régimen más estable del ranurado.

2.2 Error de espesor

La profundidad real mecanizada se ha evaluado midiendo el perfil de la ranura antes y después del mecanizado. Esta medición se lleva a cabo con un medidor LVDT integrado en la fresadora a través de un adaptador, y bloqueándolo siempre en la misma posición.



Figura IV-3. Medición de perfil de la ranura con LVDT.

Por lo tanto, el error de espesor se define como la diferencia entre el espesor experimental y el programado originalmente. Además de los fenómenos estáticos y dinámicos que se producen al aplicar cargas sobre la lámina elástica, otros efectos como la precisión de la máquina, la repetitividad y la expansión térmica del cabezal tienen influencia en el espesor real mecanizado. Por ejemplo, la repetitividad para el caso NBR65 ha sido de $\pm 9 \mu\text{m}$, para el caso de NBR90 de $\pm 19 \mu\text{m}$ y para el caso sin elastómero de $\pm 8 \mu\text{m}$.

De cara a analizar este parámetro, se ha empleado un análisis de varianza (ANOVA), utilizando el software Minitab 19. Así, se ha evaluado la influencia de los principales parámetros de mecanizado en el error de espesor. Con ese objetivo, en primer lugar, se ha validado que los datos recogidos tienen una distribución normal mediante la prueba de Anderson-Darling (AD), además de

presentar una homogeneidad de varianza, validado mediante la prueba de Barlett. En ambos casos, se ha utilizado un intervalo de confianza del 95% ($\alpha=0,05$). Como se puede observar en la siguiente tabla, para todos los ensayos los p-valores están por encima de α y, por tanto, son adecuados para una ANOVA.

Tabla IV-2. Análisis de la idoneidad de los datos de error de espesor.

Análisis	Parámetros	NBR65	NBR90	Sin NBR
Distribución normal	AD	0,276	0,322	0,447
	p-valor	0,628	0,510	0,257
Homogeneidad de varianza	Barlett	4,480	5,160	2,310
	p-valor	0,723	0,640	0,941

Por otro lado, se ha realizado un análisis de varianza para determinar los principales parámetros que tienen efecto en la imprecisión de la profundidad mecanizada. En este caso, la hipótesis nula es que los factores o sus combinaciones no tienen influencia en el error de espesor. Como se detalla en la Tabla IV-3, de este estudio se obtiene que, con el 95% de confianza, la hipótesis nula se demuestra como la correcta. La única excepción es el efecto de la velocidad de giro del cabezal en el caso del compuesto NBR65 ya que su p-valor está por debajo de α , como se puede ver en negrita.

Tabla IV-3. Análisis varianza de los datos de error de espesor.

Factor	Parámetros	NBR65	NBR90	Sin NBR
S	F-valor	7,040	3,200	1,990
	p-valor	0,017	0,093	0,178
f _z	F-valor	0,680	0,430	0,350
	p-valor	0,420	0,520	0,562
a _p	F-valor	1,540	1,940	0,050
	p-valor	0,233	0,182	0,830
S*f _z	F-valor	0,000	0,080	0,090
	p-valor	0,990	0,787	0,770
S*a _p	F-valor	0,300	0,090	0,140
	p-valor	0,593	0,774	0,716
f _z *a _p	F-valor	0,540	0,280	0,060
	p-valor	0,475	0,606	0,804
S*f _z *a _p	F-valor	1,200	0,010	0,350
	p-valor	0,289	0,936	0,563

Estos resultados son coherentes con los ensayos de compresión de los elastómeros, ya que el compuesto NBR65 es el más sensible a cambios de deformación. Además, como se aprecia en la Figura IV-4, se produce una reducción en el error de espesor medio a medida que aumenta la velocidad de corte. En este caso, los valores positivos significan que el sistema está comprimido, y que la profundidad de corte es menor que la programada. Por otro lado, si el error de espesor tiene un valor negativo, significa que la herramienta mecaniza más que lo programado. Este último efecto se debe principalmente a la expansión térmica del husillo a medida que aumentan las revoluciones [Chen, 2003]. Este error se puede compensar previo al mecanizado [Ratchev, 2004] o incluso ajustando la posición de la herramienta de forma on-line [Rubio-Mateos, 2018], [Bi, 2019].

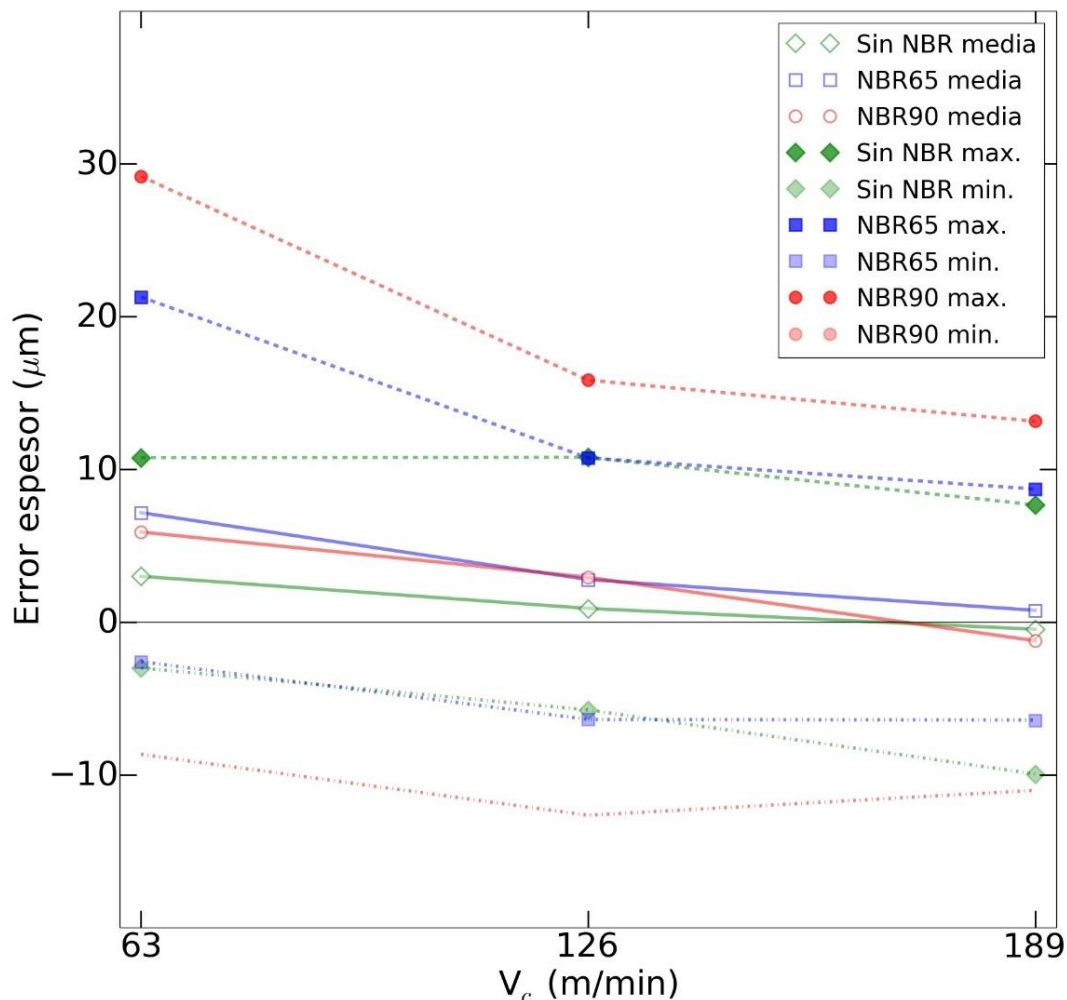


Figura IV-4. Evolución del error de espesor en operación de ranurado, en función de la velocidad de corte.

Otro efecto destacable que se observa es que, a medida que la velocidad de corte aumenta, los errores de espesor tienden a igualarse. Este efecto concuerda con el hecho de que, debido a las condiciones de corte analizadas,

a medida que aumenta la velocidad de corte, aumenta la velocidad de avance en consecuencia. Por lo tanto, como se ha observado en el análisis de compresión, las láminas de elastómeros elevan su módulo elástico a medida que aumenta la velocidad de deformación, llevando su comportamiento hacia un sistema más rígido.

Finalmente, se produce una componente del error de espesor causada por la vibración del sistema y que produce diferentes variabilidades para cada sistema. Esta vibración se ha analizado en términos de rugosidad.

2.3 Rugosidad

La medición de las rugosidad en el suelo de las ranuras se ha realizado en términos de la rugosidad media o R_a . Este parámetro es el más empleado en la industria aeronáutica, de tal forma que se suele tomar como referencia un valor de 1,6 μm como límite superior para validar una pieza [Del Sol, 2019-b]. Para cada ranura se realizan mediciones en cuatro zonas situadas en la zona central y separadas 20 mm entre sí. Estas mediciones se han realizado con una longitud de evaluación de 4 mm, y se ha utilizado un filtro gaussiano con una longitud de corte de 0,8 mm. Las mediciones se han tomado en la dirección de trayectoria de fresado.

De cara a analizar el efecto de los parámetros de mecanizado en la rugosidad de los suelos de las ranuras, se ha realizado otra ANOVA. Al igual que el análisis del error de espesor, la idoneidad de los datos se ha analizado utilizando las prueba de AD y de Barlett. Como se muestra en siguiente tabla, se demuestra, con el 95% de confianza, que los datos son aptos para una ANOVA.

Tabla IV-4. Análisis de la idoneidad de los datos de rugosidad.

Análisis	Parámetros	NBR65	NBR90	Sin NBR
Distribución normal	AD	0,251	0,497	0,305
	p-valor	0,694	0,181	0,528
Homogeneidad de varianza	Barlett	3,400	12,750	5,510
	p-valor	0,846	0,078	0,599

Con estos datos, se ha replicado el análisis de varianzas, esta vez, centrado en el efecto de los parámetros de proceso en la rugosidad obtenida en los suelos de las ranuras. Como se puede observar en negrita en la siguiente tabla, más parámetros y sus combinaciones afectan a la vibración de la pieza. Esta influencia es especialmente notoria en el compuesto NBR65, al igual que con el

error de espesor, debido a una mayor sensibilidad a las variaciones de deformaciones.

Tabla IV-5. Análisis varianza de los datos de rugosidad.

Factor	Parámetros	NBR65	NBR90	Sin NBR
S	F-valor	54,100	2,880	17,360
	p-valor	0,000	0,128	0,003
f_z	F-valor	42,240	13,910	4,850
	p-valor	0,000	0,006	0,059
a_p	F-valor	0,820	2,690	0,790
	p-valor	0,391	0,140	0,399
S*f_z	F-valor	16,740	2,280	2,990
	p-valor	0,003	0,170	0,122
S*a_p	F-valor	1,070	0,110	0,590
	p-valor	0,331	0,746	0,464
f_z*a_p	F-valor	8,320	0,460	0,040
	p-valor	0,020	0,519	0,844
S*f_z*a_p	F-valor	0,450	0,000	0,100
	p-valor	0,521	0,994	0,755

A pesar de que la rugosidad es más dependiente de los parámetros de proceso, no hay ningún parámetro que tenga una influencia simultánea en los tres sistemas.

Sin embargo, sí que queda claro que los parámetros que más influencia tienen son la velocidad de giro del husillo y la velocidad de avance. Así, en la Figura IV-5 y Figura IV-6, se puede observar la evolución de la rugosidad a medida que aumenta la velocidad de corte y el avance por diente.

En este caso, la repetitividad para el caso de NBR65 es de $\pm 0,13 \mu\text{m}$, para el caso de NBR90 es de $\pm 0,17 \mu\text{m}$ y para el caso sin elastómero es de $\pm 0,11 \mu\text{m}$.

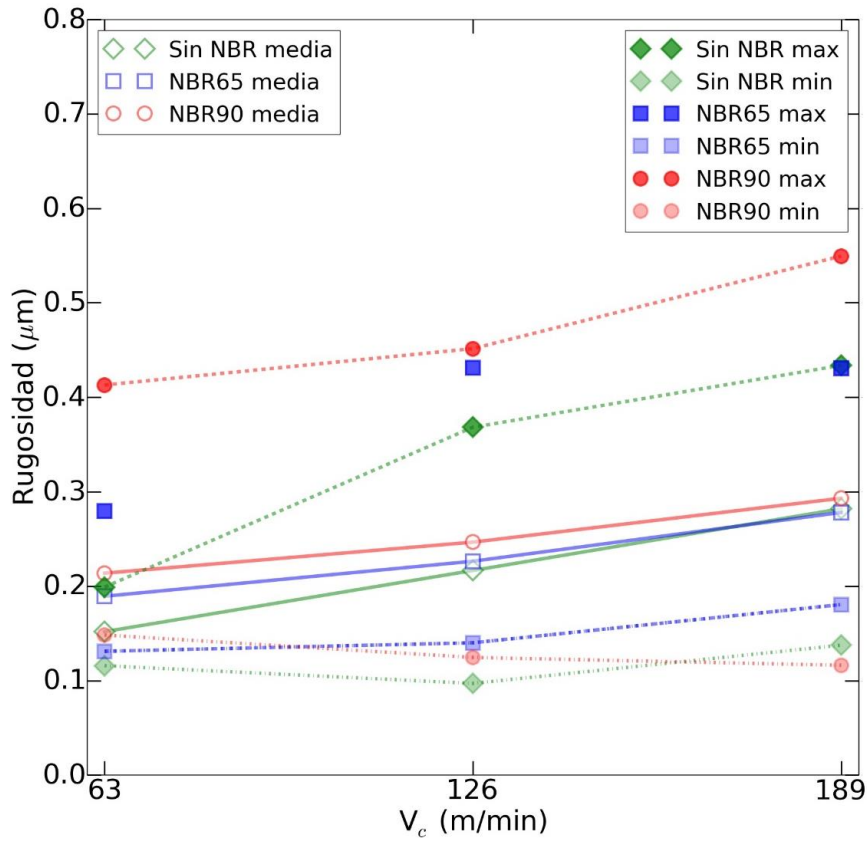


Figura IV-5. Rugosidad en operación de ranurado, en función de la velocidad de corte.

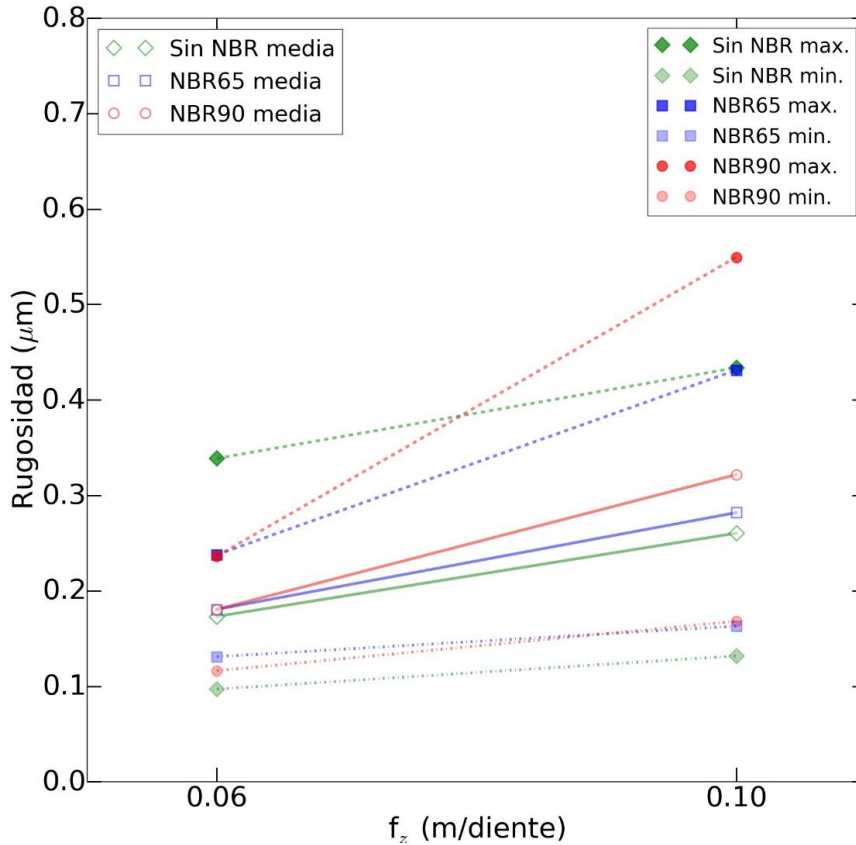


Figura IV-6. Rugosidad en operación de ranurado, en función del avance por diente.

Los resultados muestran que la rugosidad obtenida con el compuesto NBR65 tiende a equipararse a la obtenida sin elastómero a medida que la velocidad de giro aumenta. Este efecto, al igual que en el caso del error de espesor, se debe al aumento del módulo elástico. Sin embargo, para que esto suceda, el aumento de la velocidad de giro tiene que ir acompañado de un aumento en la velocidad de avance. El mismo efecto se puede apreciar a medida que el avance por diente aumenta.

Por otro lado, el compuesto NBR90 sufre rugosidades mayores y mayores variabilidades. Dado que la rigidez del compuesto NBR90 es igual o mayor que la de NBR65, la inestabilidad tiene que producirse por la unión de vacío entre el utillaje y la pieza. Así, debido a la mayor dureza de la lámina de NBR90, el con la pieza no proporciona unas condiciones de amarre tan adecuadas como las el compuesto NBR65.

2.4 Modelo de fuerza

De cara a evaluar la estabilidad de cada banco de ensayos, se han calculado los diagramas de lóbulos de estabilidad (SLD) utilizando el modelo descrito por Campa para la predicción de la estabilidad dinámica en el mecanizado de suelos delgados [Campa, 2010].

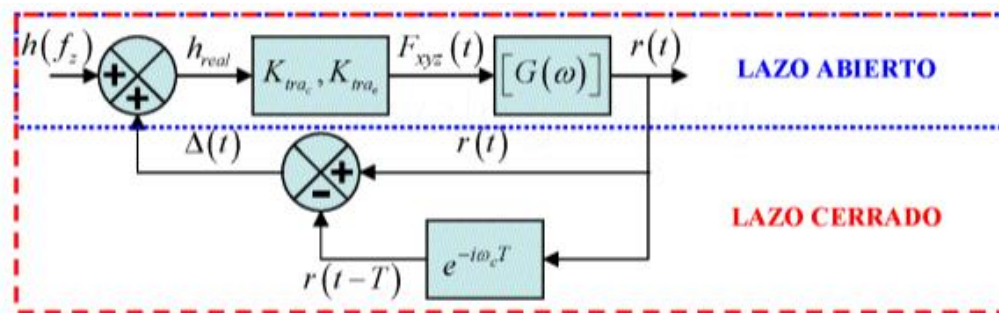


Figura IV-7. Representación del proceso de fresado en forma de lazo cerrado regenerativo [Campa, 2010].

El modelo resuelve el problema de valores propios para calcular los límites de estabilidad definido a partir de la profundidad de mecanizado y de la velocidad de giro de la herramienta [Campa, 2011].

$$\{F\} = a_p K_t (1 - e^{-i\omega_c T}) [A_0] [G(\omega_c)] \{F\} \quad (IV-1)$$

En este caso K_t son los coeficientes de corte tangenciales, $[A_0]$ es la matriz de coeficientes direccionales media y $[G(\omega_c)]$ la matriz con la función de respuesta en frecuencia (FRF) de la herramienta y de la pieza. Se trata de un problema de autovalores en el que los valores propios λ marcan los límites de estabilidad del sistema.

$$\Lambda = -\frac{Z}{4\pi} a_p K_t (1 - e^{-i\omega_c T}) \quad (\text{IV-2})$$

$$|[I] + \Lambda[G_0(\omega_c)]| = 0 \quad (\text{IV-3})$$

De cara a calcular los límites estabilidad de los diferentes sistemas, en primer lugar, se han calculado los coeficientes de corte sobre el sistema sin elastómero y se han adoptado estos valores para la totalidad del análisis.

Comparado con otras geometrías de herramienta, las fresas de punta tórica tienen radios y ángulos de hélice variables a lo largo del eje de la herramienta. Lo mismo ocurre con el ángulo de inclinación en la dirección de avance, ya que varía entre 0 y 90° en la zona toroidal, y luego se mantiene constante a 90° a lo largo del flanco [Engin, 2001].

Esta variación geométrica junto con la velocidad de corte y la profundidad de mecanizado llevan a unos coeficientes de corte variables. Esta no-linealidad se puede resolver usando modelos lineales de cara a calcular los SLDs [Campa, 2011]. Sin embargo, Altintas [Altintas, 2001], simplificó la geometría circular de una plaquita tomando un valor de ángulo de filo promedio de 45°.

En este caso, el modelo se orienta a la aplicación de acabado de suelos. Para estos casos las profundidades mecanizadas son normalmente acotadas a entre 0,2 y 1,2 mm, especialmente en piezas de baja rigidez. Esto implica que el ángulo del filo κ se sitúe entre 11° y 29°. Así, para este estudio, el ángulo promedio utilizado ha sido el de 20°.

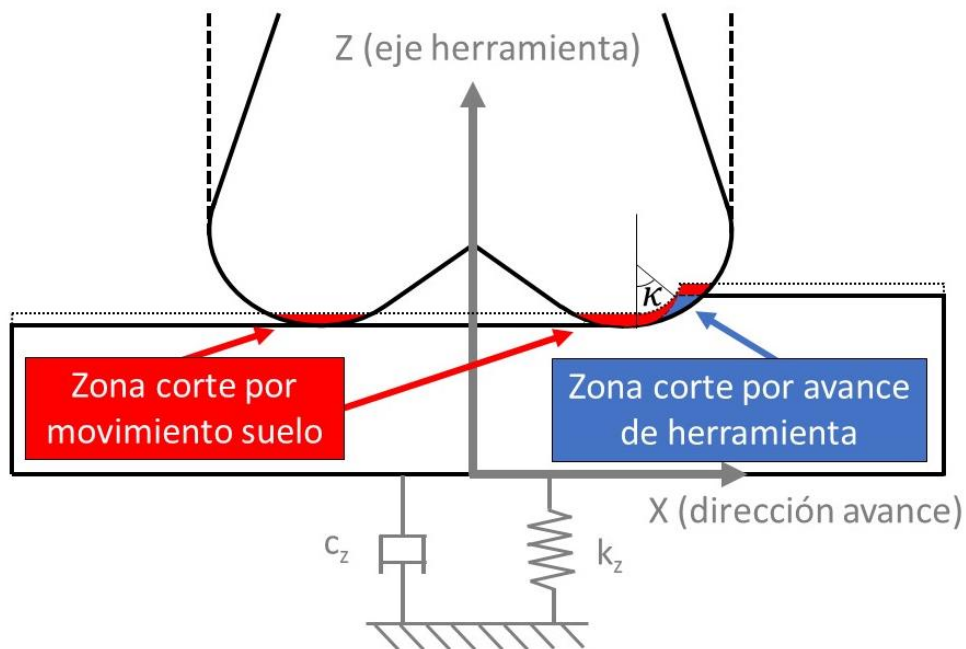


Figura IV-8. Zonas fresadas generadas por el movimiento axial de la pieza.

Por otro lado, se ha supuesto que el ángulo de desprendimiento es despreciable, linealizando la zona del radio de acuerdo. Por lo tanto, la longitud de filo de viruta S , se puede expresar de la siguiente forma:

$$S = \frac{a_p}{\sin\kappa} \quad (IV-4)$$

Las fuerzas de corte (tangenciales (t), radiales (r) y axiales (a)) sobre el filo de corte i pueden ser consideradas como función de los coeficientes de rozamiento (K_{te} , K_{re} y K_{ae}) y los coeficientes de cizalladura (K_{tc} , K_{rc} y K_{ac}).

$$\begin{Bmatrix} F_t \\ F_r \\ F_a \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} K_{te} \\ K_{re} \\ K_{ae} \end{Bmatrix} \frac{a_p}{\sin\kappa} + \begin{Bmatrix} K_{tc} \\ K_{rc} \\ K_{ac} \end{Bmatrix} f_z \sin\phi_i a_p \quad (IV-5)$$

En esta ecuación, ϕ_i es la posición angular del filo de corte i medido desde el eje Y, perpendicular a la dirección de avance.

Las fuerzas de corte se proyectan sobre los ejes X, Y, Z usando la siguiente ecuación, con γ definiendo el ángulo de la parte tórica de la herramienta en contacto con la pieza.

$$\begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} -\cos\phi & -\sin\kappa \sin\phi & -\cos\kappa \sin\phi \\ \sin\phi & -\sin\kappa \cos\phi & -\cos\kappa \cos\phi \\ 0 & \cos\kappa & -\sin\kappa \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} F_t \\ F_r \\ F_a \end{Bmatrix} \quad (IV-6)$$

Los coeficientes de rozamiento y cizalladura se han obtenido resolviendo el sistema de seis ecuaciones y seis incógnitas implementando las fuerzas obtenidas en los ensayos de ranurado antes presentados. Estos coeficientes han sido considerados constantes para todas las condiciones.

Tabla IV-6. Coeficientes de corte para la herramienta tórica en aplicación de acabado.

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

Con estos coeficientes se han calculado la fuerzas medias axiales y se han comparado con las reales medidas en los ensayos, como se aprecia en la siguiente figura.

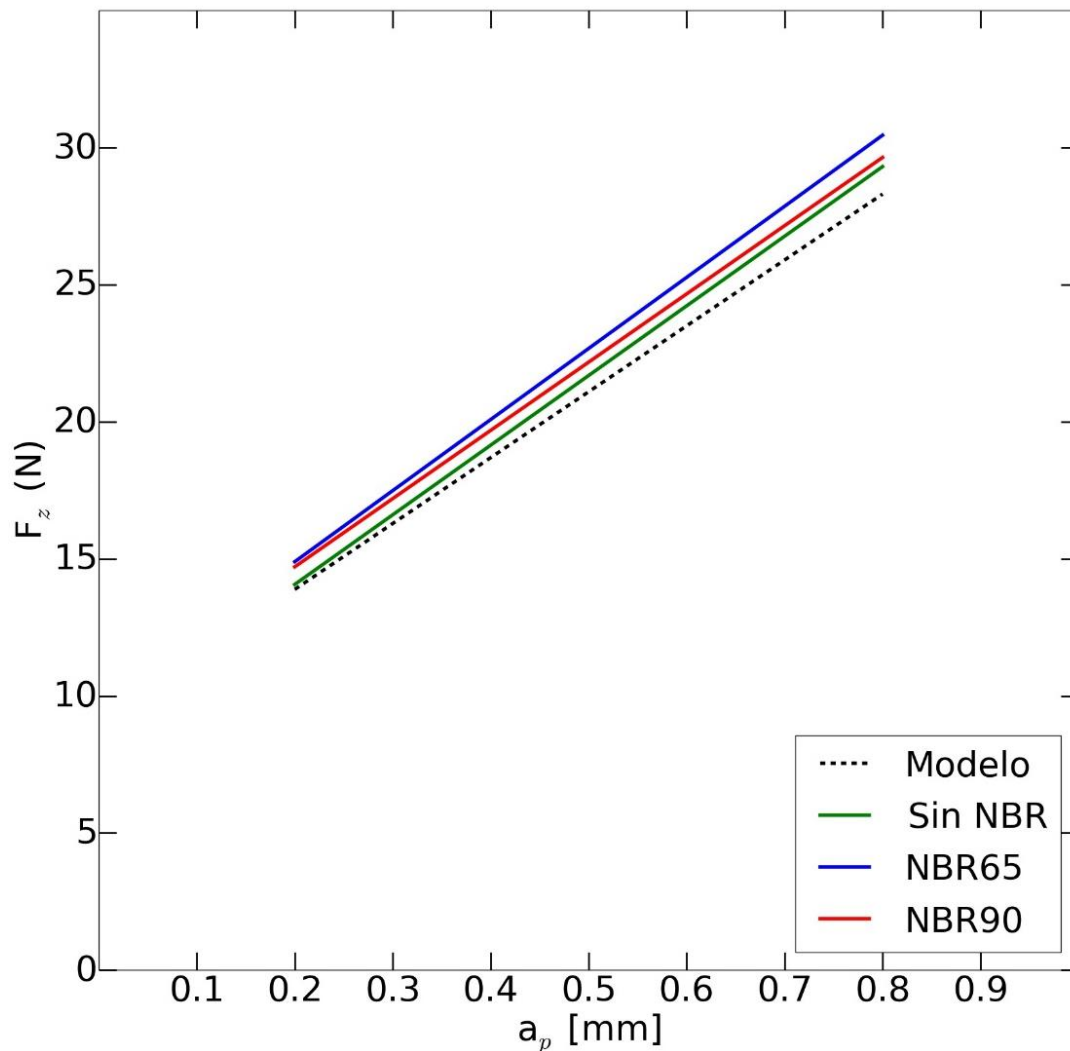


Figura IV-9. Fuerzas axiales medias reales comparadas con las del modelo.

Los resultados muestran que el modelo se ajusta a la realidad, presentando una desviación máxima de 4,5 N en el caso sin elastómero, 5,8 N en el caso de NBR65, 6,2 N en el caso de NBR90.

Una vez calculados los coeficientes de corte, se han calculado las FRF de la herramienta y de la pieza. Para la herramienta se han realizado mediciones en las tres dimensiones en la punta. En la pieza, sin embargo, dado que el estudio está orientado a suelos delgados, se han extraídos las FRF únicamente en la dirección axial. Para ello se ha colocado el acelerómetro en el centro de la pieza y se han realizado diferentes repeticiones de impacto con un martillo dinamométrico.

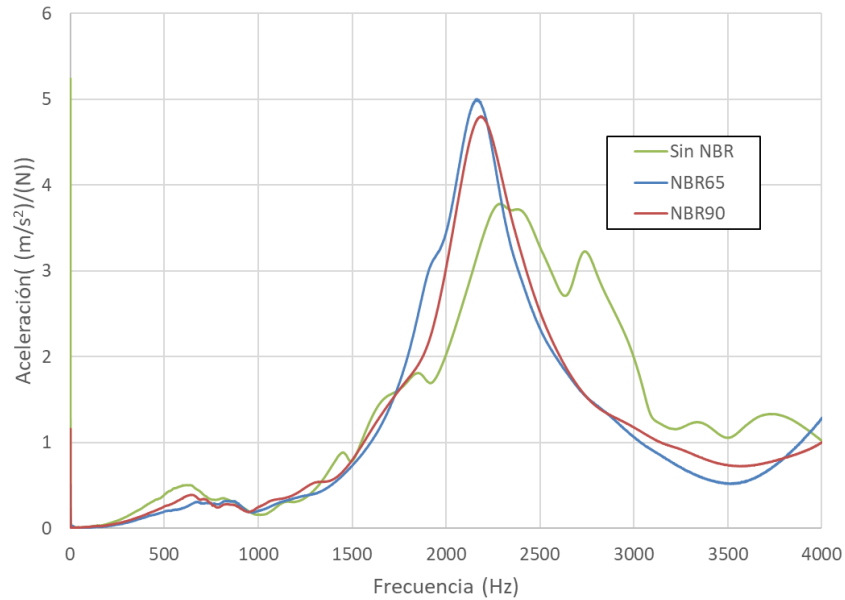


Figura IV-10. FRF de la pieza en dirección Z para los diferentes sistemas.

Integrando en el modelo los coeficientes de corte y las FRF se han calculado los SLDs para el uso de cada elastómero en comparación con no usar un utillaje flexible. Los resultados, como se puede apreciar en la siguiente figura, presentan un comportamiento caso idéntico entre los tres sistemas

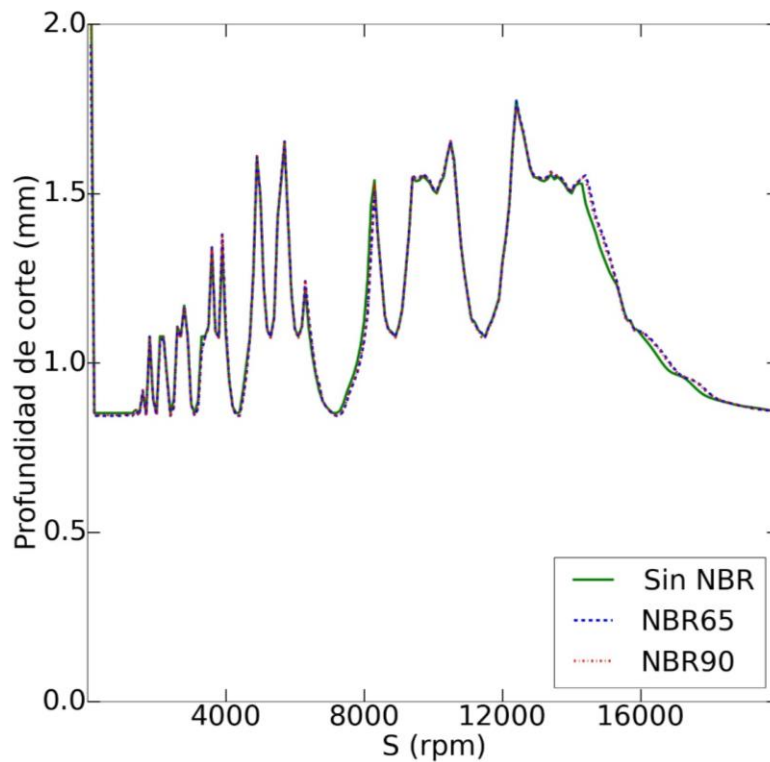


Figura IV-11. SLDs de los tres sistemas con pieza rígida.

La principal razón es la combinación de una gran velocidad de impacto con el martillo dinámico para obtener la función de respuesta en frecuencia (Frequency Response Function o FRF) junto con un gran área de soporte de la pieza rígida. Por lo tanto, al igual que se ha observado en los ensayos de compresión, estos utillajes basados en elastómeros, a altas velocidades de deformación, se comportan como un sistema de amarre rígido en términos de vibración por chatter. Así, estos resultados refutan que no hay chatter en los ensayos de ranurado realizados, ya que las profundidades mecanizadas están por debajo de las curvas.

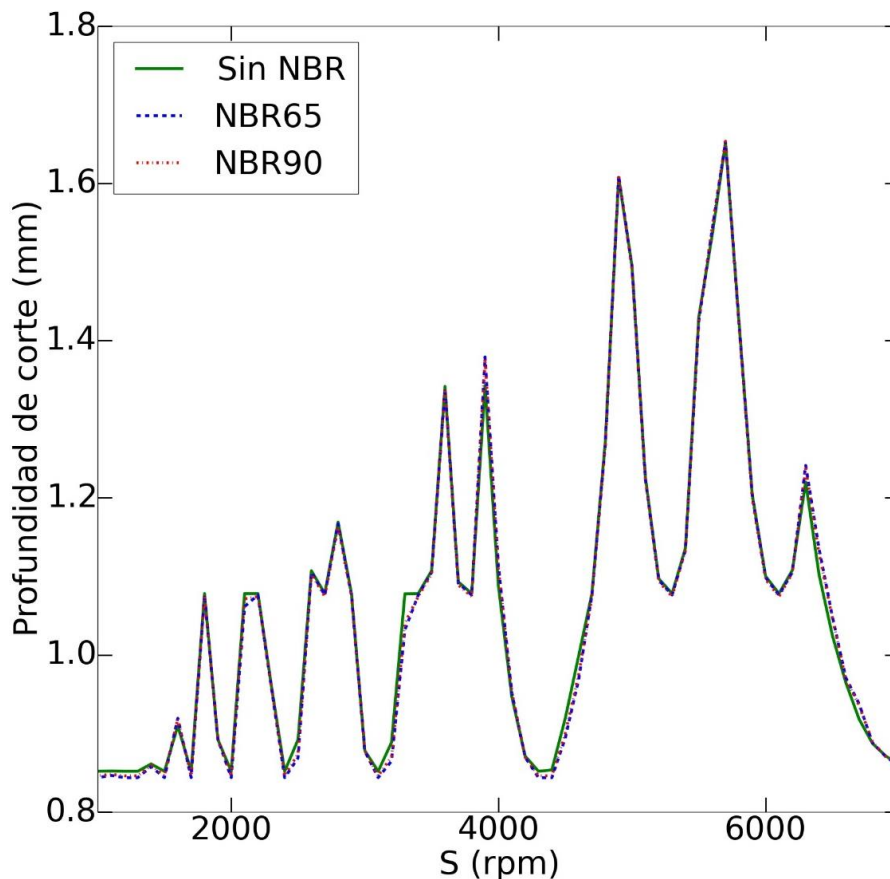


Figura IV-12. Ampliación de los SLDs de los tres sistemas con pieza rígida en la zona de trabajo.

El análisis de los armónicos de las fuerzas mediante la transformada de Fourier (FFT) confirman que la vibración se ve principalmente influenciada por las fuerzas de corte de la herramienta. El caso del compuesto NBR65 y el sistema sin elastómero tienen un comportamiento similar, con menores amplitudes y con el corte por diente como principal mecanismo de vibración. Sin embargo, las vibraciones forzadas a diferentes armónicos son mayores en el compuesto NBR90. Una vez más, esta evidencia confirma que la unión entre el utillaje de NBR90 y la pieza no es completamente adecuada.

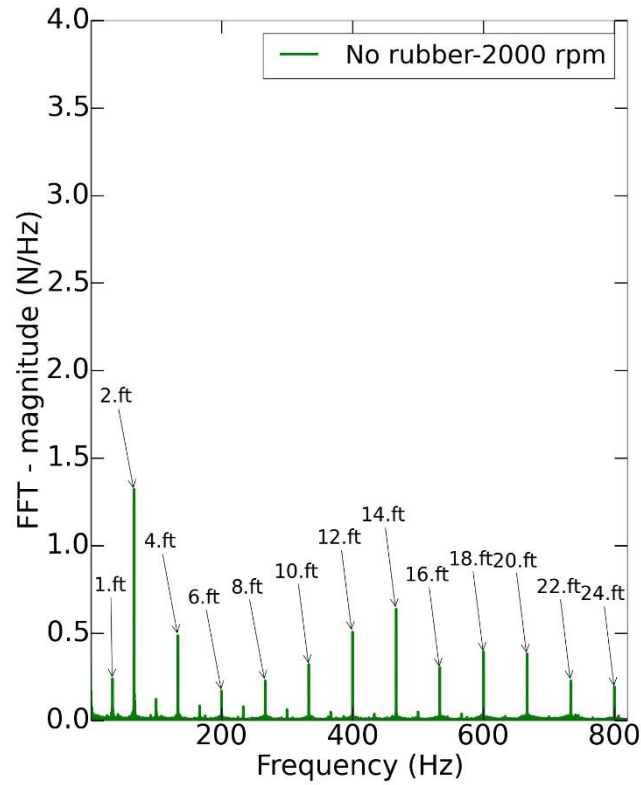


Figura IV-13. FFT de la señal F_z para $f_z=0,1$ mm/diente y una $a_p=0,8$ mm, sin elastómero y $S=2000$ rpm.

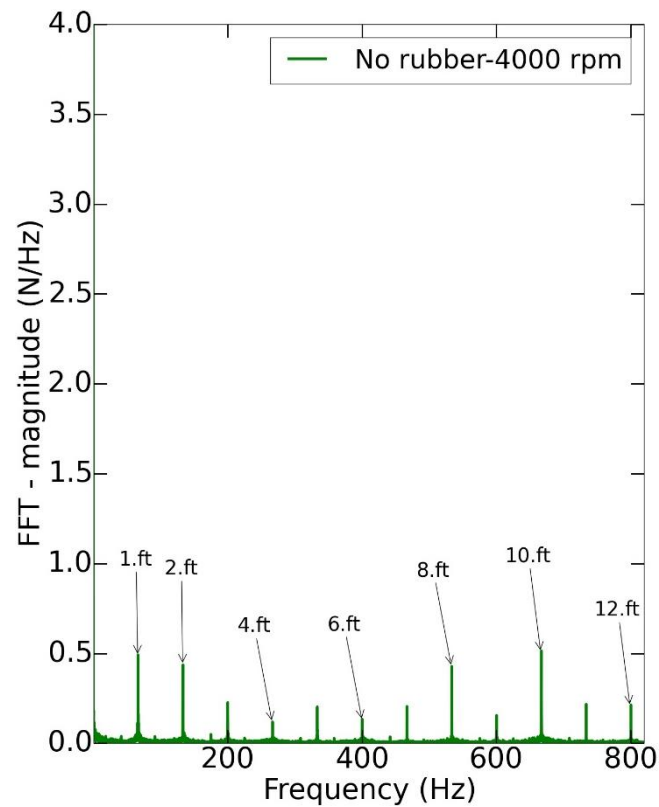


Figura IV-14. FFT de la señal F_z para $f_z=0,1$ mm/diente y una $a_p=0,8$ mm, sin elastómero y $S=4000$ rpm.

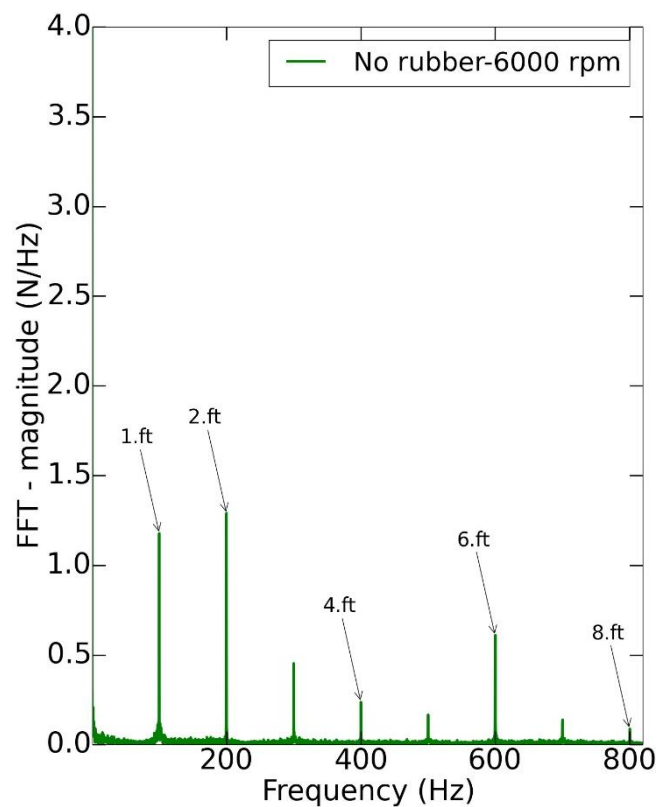


Figura IV-15. FFT de la señal F_z para $f_z=0,1$ mm/diente y una $a_p=0,8$ mm, sin elastómero y $S=6000$ rpm.

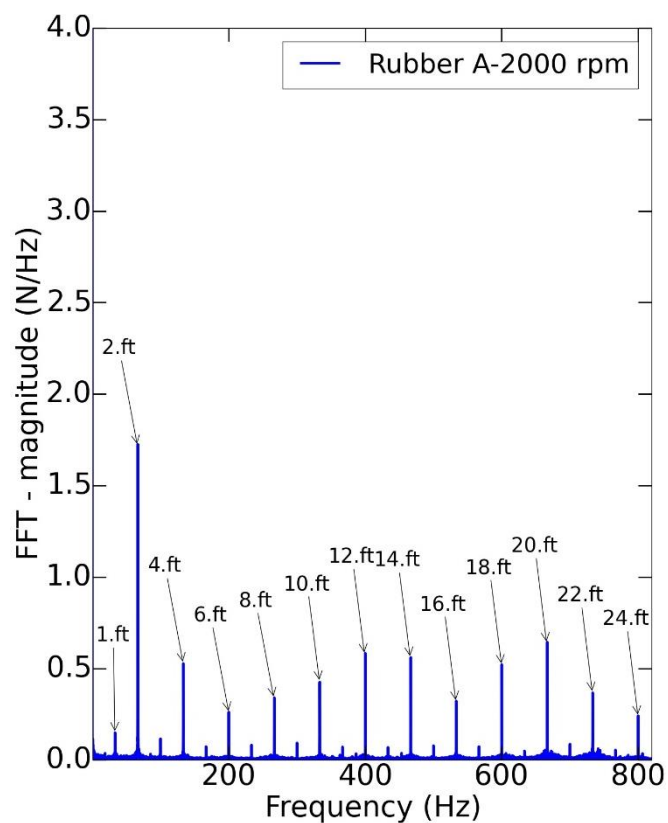


Figura IV-16. FFT de la señal F_z para $f_z=0,1$ mm/diente y una $a_p=0,8$ mm, NBR65 y $S=2000$ rpm.

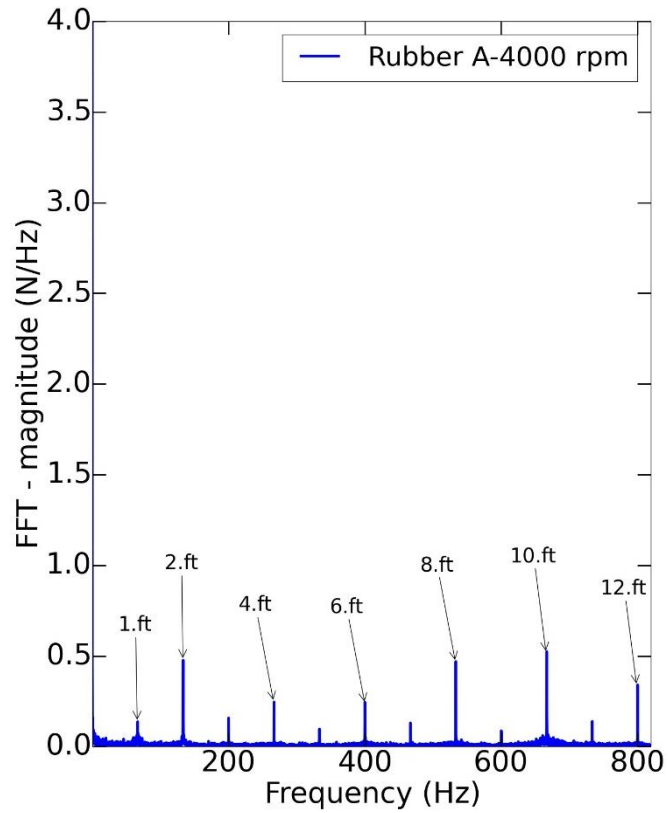


Figura IV-17. FFT de la señal F_z para $f_z=0,1$ mm/diente y una $a_p=0,8$ mm, NBR65 y $S=4000$ rpm.

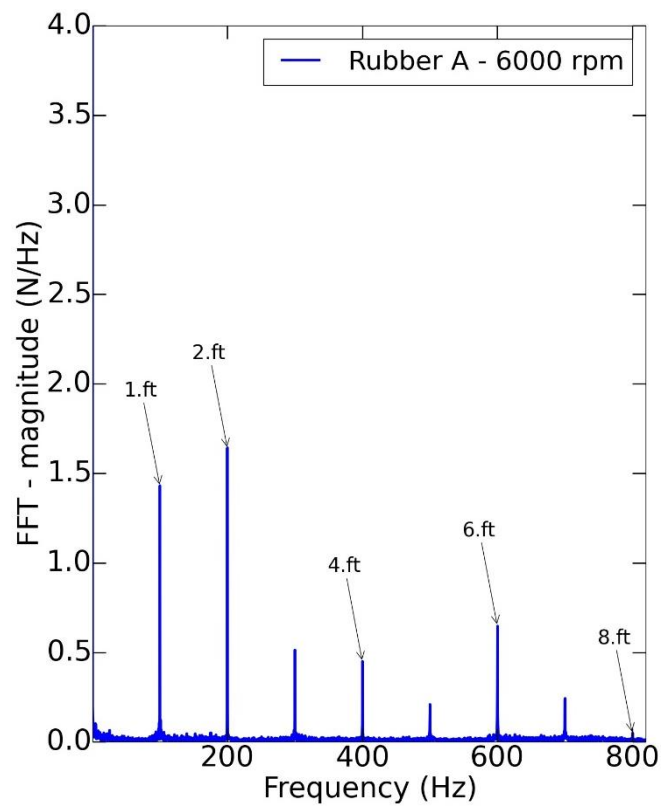


Figura IV-18. FFT de la señal F_z para $f_z=0,1$ mm/diente y una $a_p=0,8$ mm, NBR65 y $S=6000$ rpm.

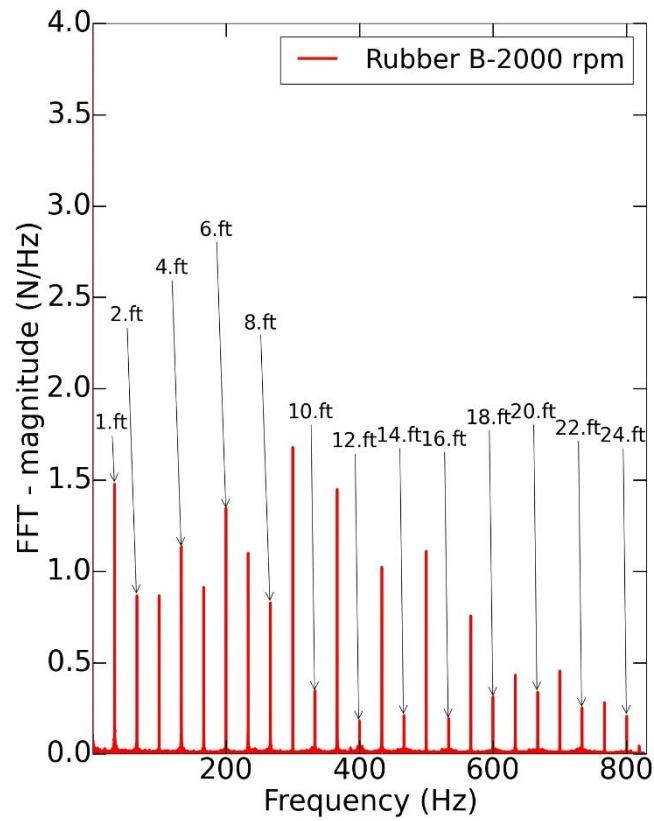


Figura IV-19. FFT de la señal F_z para $f_z=0,1$ mm/diente y una $a_p=0,8$ mm, NBR90 y $S=2000$ rpm.

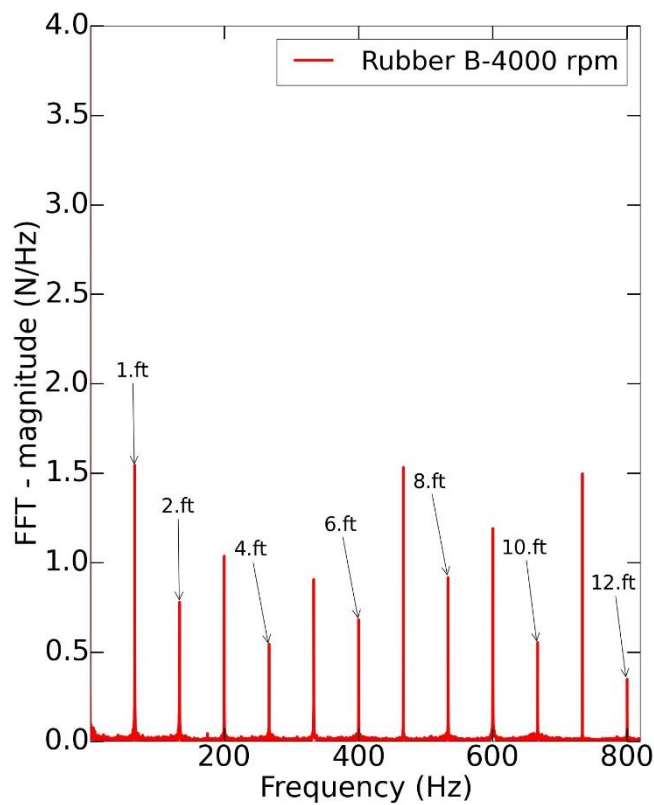


Figura IV-20. FFT de la señal F_z para $f_z=0,1$ mm/diente y una $a_p=0,8$ mm, NBR90 y $S=4000$ rpm.

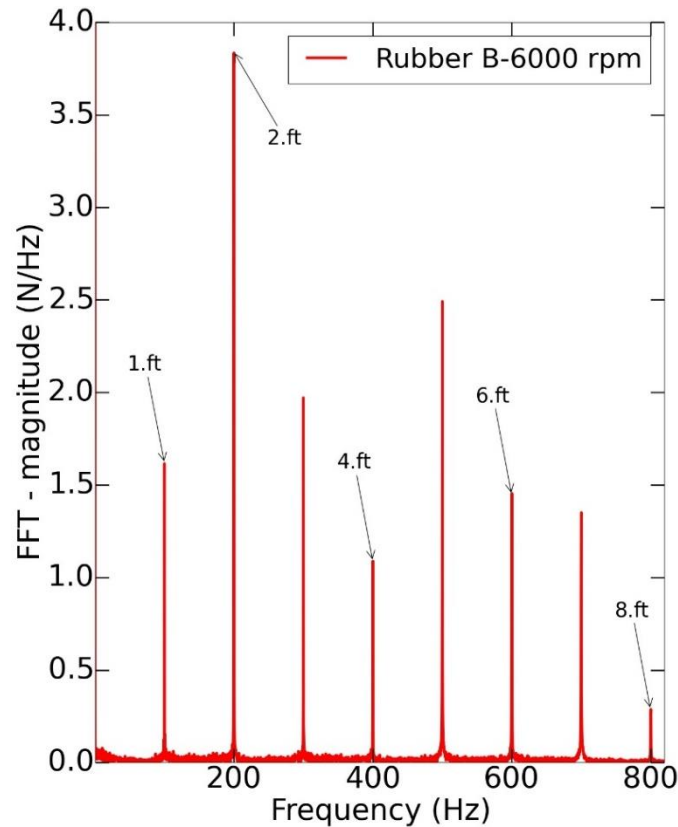


Figura IV-21. FFT de la señal F_z para $f_z=0,1$ mm/diente y una $a_p=0,8$ mm, NBR90 y $S=6000$ rpm.

Así, las principales fuerzas de corte en la dirección axial se han estudiado siguiendo un enfoque empírico para generar un modelo que las relacione con los parámetros de proceso, independientemente del tipo de apoyo. La repetibilidad de los ensayos se sitúa dentro de ± 2 N. Los parámetros de proceso se han agrupado entorno a la tasa de arranque de material (material removal rate o MRR), donde N es el número de dientes y a_r es la profundidad de corte radial.

$$MRR = S \cdot f_z \cdot a_p \cdot N \cdot a_r \quad (IV-7)$$

El modelo está basado en un regresión potencial. La R^2 de este modelo es 0.984. Esta ecuación enfatiza, una vez más, la fuerte influencia de la velocidad de corte en el proceso de mecanizado.

$$F_z = 67,22 \cdot S^{-0,58} \cdot MRR^{0,49} \quad (IV-8)$$

Por último, la Figura IV-22, presenta como el modelo encaja con los datos experimentales obtenidos. Como se puede observar, las fuerzas medias pueden ser modeladas independientemente del tipo de apoyo. López de Lacalle et al. [Lacalle, 2006] detectaron que las fuerzas de corte decrecen a medida que hay una reducción de la rigidez. Sin embargo, utilizando láminas de elastómero debajo de una pieza de gran rigidez, la flexibilidad del sistema se puede considerar no comprometida ya que las fuerzas no decrecen.

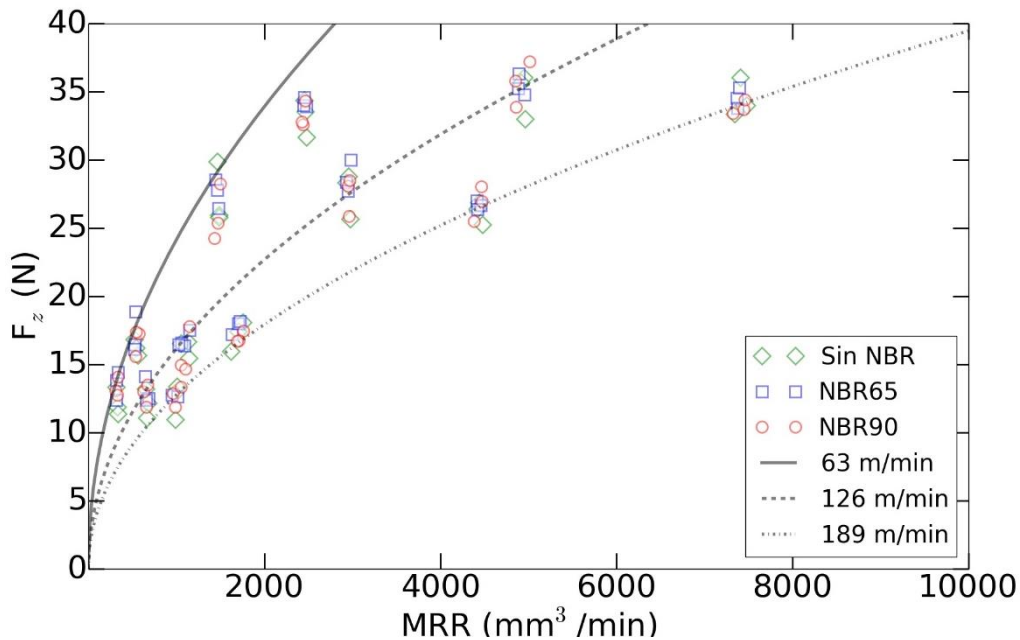


Figura IV-22. Fuerzas axiales medias predichas por el modelo (líneas) y los datos experimentales frente a la tasa de arranque de material (MRR) como función de la velocidad de corte.

2.5 Conclusiones de la caracterización del elastómero en fresado de pieza de elevada rigidez

En este apartado se ha analizado el efecto del amarre sobre láminas de elastómeros de piezas de aluminio de alta rigidez. La operación de mecanizado seleccionada ha sido la de fresado de ranuras, simulando condiciones de acabado en el campo aeronáutico.

En primer lugar, mediante unos ensayos de compresión se han examinado la amplitud de la tensión, la velocidad de avance y los ciclos de deformación. Así, se ha demostrado que el módulo elástico aumenta a medida que la velocidad de deformación se incrementa a la par que se ha visto cómo la fuerte dependencia de los ciclos de carga, especialmente en el compuesto de menor dureza.

En segundo lugar, se han analizado los efectos de la velocidad de corte, del avance de la herramienta y de la profundidad de corte en términos de error de espesor mecanizado, de rugosidad y de fuerza axial. Los resultados muestran que, a medida que aumentan las velocidades de corte junto con la velocidad de avance, los utillajes flexibles tienden a comportarse como un amarre rígido, garantizando unas tolerancias de espesor y rugosidad como las requeridas en la industria aeronáutica. Además, como en estas aplicaciones se utilizan condiciones de mecanizado de alta velocidad, los resultados de estas soluciones podrían incluso mejorar con respecto a las condiciones actuales de

amarre. En términos de dureza, el compuesto más blando tiende a proporcionar unas condiciones de mecanizado más estable debido a una capacidad de amarre mayor.

Finalmente, se ha implementado y validado un modelo de fuerzas axiales que no depende del tipo de la rigidez del amarre utilizado. Esto podría llevar a facilitar la implementación de este tipo de soluciones en algunas aplicaciones industriales. Por otro lado, comparado con las mesas de vacío rígidas utilizadas hoy en día en producción, estas soluciones flexibles permiten el amarre de diferentes geometrías y curvaturas de piezas sin un rediseño del utillaje.

3 Estudio de fresado de piezas de baja rigidez sobre utillaje de elastómero

El objetivo de este capítulo es la caracterización del comportamiento de los dos elastómeros ante diferentes espesores de pieza. Con el objetivo de analizar el comportamiento del mecanizado sobre los diferentes utillajes, se ha propuesto un modelo de rugosidad de suelos. De cara a validar este modelo se han realizado diferentes ensayos, los cuales se han dividido en un fresado de cajeras de piezas de reducida superficie de contacto y en ranurado en piezas con una mayor área de apoyo. Se han analizado el espesor de los suelos, la fuerza axial y la profundidad máxima mecanizable sin la aparición de chatter. El trabajo que se describe en este apartado ha sido publicado en [Rubio-Mateos, 2020-b].

3.1 Diseño de experimentos

De cara a analizar el efecto de la dureza de cada elastómero y la pérdida de rigidez en la calidad de mecanizado se han realizado dos tipos de ensayos. En primer lugar, se ha realizado unos ensayos de fresado de cajeras en piezas de baja rigidez y reducido área de contacto. En segundo lugar, se han realizado unos ensayos de ranurado con piezas con un mayor área de contacto. Los parámetros utilizados se han definido en el rango presentado en la siguiente tabla, donde f_z es el avance por diente, S la velocidad de giro del husillo, V_c la velocidad de corte, f la velocidad de avance y h el espesor de la pieza a mecanizar.

Tabla IV-7. Rango de ensayos de estudio de fresado de piezas de baja rigidez.

Parámetro	Mínimo	Máximo
a_p (mm)	0,2	1
f_z (mm/diente)	0,06	0,1
S (rpm)	2000	6000
V_c (m/min)	63	189
f (mm/min)	400	1200
h (mm)	2	20

3.1.1 Ensayos de fresado de cajeras

Este ensayos se han realizado con el objetivo de analizar el efecto de la pérdida de material en el proceso de mecanizado sobre utillajes flexibles. Debido a la gran variabilidad de perfil de las láminas de elastómeros en

comparación con el espesor de las piezas de baja rigidez, se han realizado unos fresado de cajas reducidos, como se muestra en la siguiente figura.

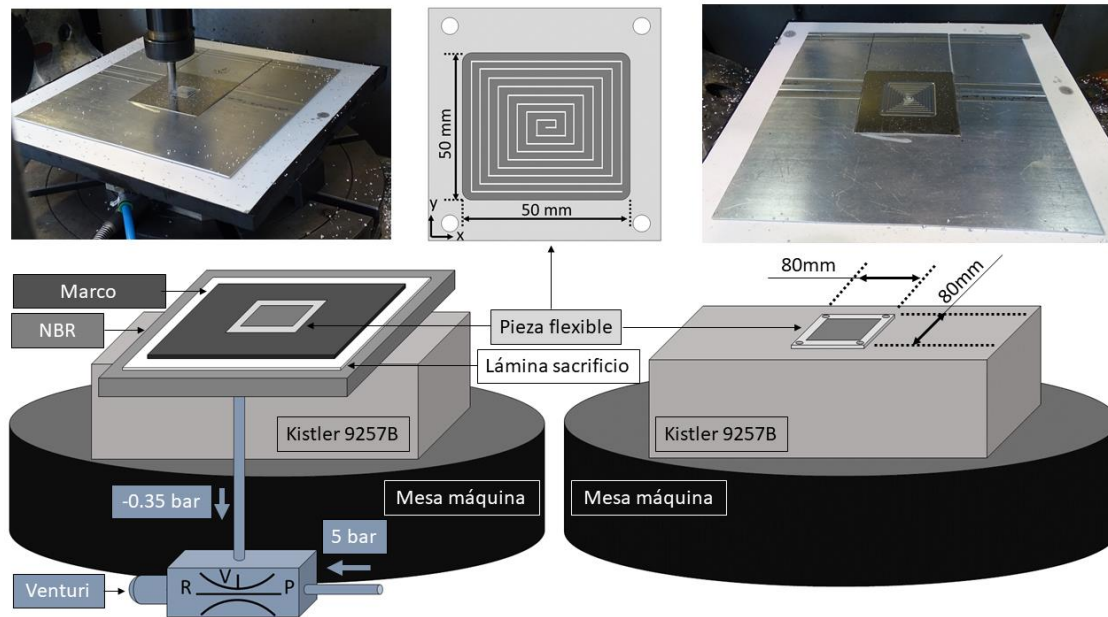


Figura IV-23. Banco de ensayo de fresado de cajas.

De cara a distribuir más homogéneamente el vacío y para reducir las pérdidas de aire, se han añadido una lámina de sacrificio y un marco. Sin embargo, debido al espacio entre el marco y la pieza, para una entrada de aire de 5 bar, el vacío se ha visto reducido de 0,45 a 0,35 bar. La lámina de sacrificio se una lámina porosa de 0,7 mm de espesor mientras que el marco es una chapa de aluminio de 240x240x2 mm con un recorte de 80x80 mm en el centro para poder integrar la pieza a mecanizar. Estas dimensiones se han seleccionado para garantizar unas condiciones de amarre adecuadas, así como para garantizar una tolerancia de profundidad de mecanizado de $\pm 0,1$ mm.

Basado en el proceso de acabado de ciertas piezas del sector aeronáutico, se ha empleado una trayectoria desde dentro hacia afuera siguiendo el contorno de la caja que comienza en el centro y va mecanizando material hacia el exterior. Al igual que en el apartado anterior se ha utilizado una herramienta tórica de diámetro 10 mm y un radio de acuerdo de 2,5 mm. El paso radial es de 2,5 mm. Se han mecanizado cuatro diferentes profundidades de corte para obtener el efecto de pérdida de material en cada sistema elástico. Así, las profundidades mecanizadas han sido: 0,2, 0,4, 0,8 y 1 mm. Estos resultados se han comparado con un banco de ensayos en los que la placa se atornilla directamente a la mesa dinamométrica, y por tanto no tienen ningún soporte flexible debajo. Por otro lado, la velocidad de corte se ha definido como el valor medio del rango de trabajo, 4000 rpm. Finalmente, la velocidad de avance de la herramienta se ha definido como 800 mm/min, la mínima velocidad de

deformación a la que los dos elastómeros tienen un comportamiento similar en tensión-deformación, como se demostró en el apartado 4 del capítulo anterior.

Para todos los ensayos se ha garantizado que la profundidad de mecanizado se encuentra dentro de $\pm 0,1$ mm. Por otro lado, los resultados se han analizado en términos de calidad de pieza en toda la zona mecanizada. Con ese objetivo, se han medido la rugosidad en el punto medio de cada trayectoria de la herramienta. Estos resultados se presentan en el apartado 3.3.

3.1.2 Ensayos de ranurado

El objetivo de estos ensayos de ranurado ha sido doble. En primer lugar, como se vio en el apartado 6, se han obtenido los coeficientes de cizalladura y de fricción para calcular los SLDs de los diferentes sistemas. En segundo lugar, se ha realizado un análisis para cuantificar el efecto de la rigidez de la propia pieza en el mecanizado sobre el elastómero más adecuado en términos de capacidad de amarre.

Como se puede observar en el Figura IV-24, el banco de ensayos es análogo al utilizado en los ensayos de fresado de cajas. La única diferencia es la dimensión de la pieza, que esta vez pasa a ser de 240x240 mm. Además, en el caso de no usar un utillaje flexible, la pieza se ha fijado rígidamente sobre la mesa Kistler tal y como se ha validado en el apartado 4.

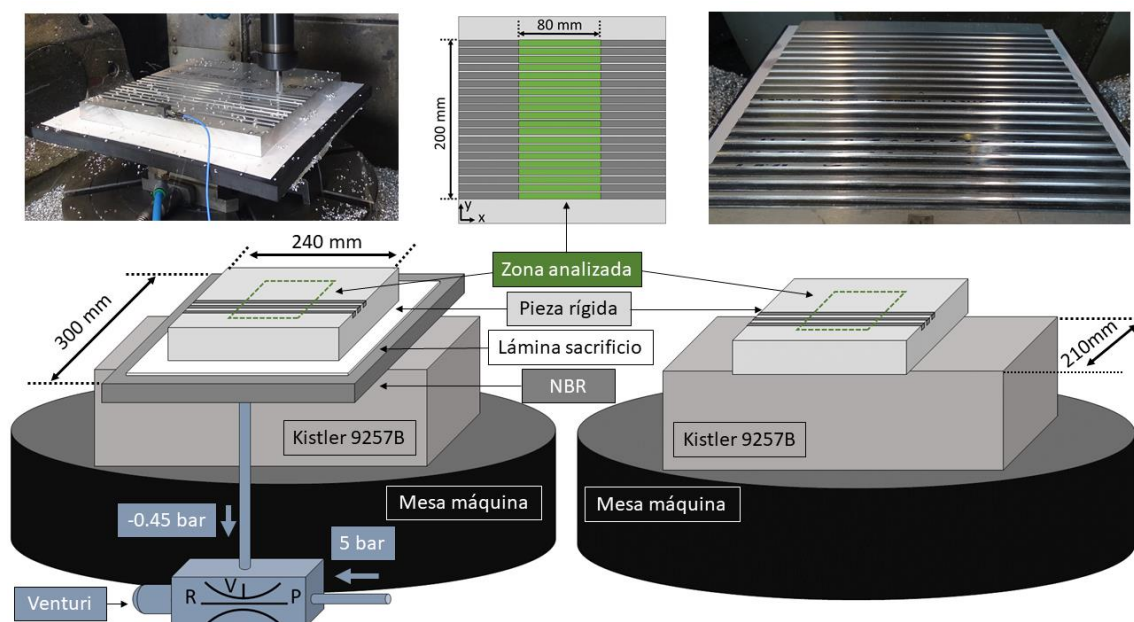


Figura IV-24. Banco de ensayo de ranurado.

Las ranuras se han mecanizado en seco de lado a lado de la pieza en dos etapas. En primer lugar, se ha realizado una pasada de planeado de 0,2 mm de profundidad, con una baja velocidad de avance, para garantizar el mismo perfil

inicial entre los diferentes ensayos y así garantizar una tolerancia de espesor mecanizado de $\pm 0,1$ mm. En segundo lugar, se han mecanizado cada ranura con su condición de corte. La separación entre ranuras ha sido de 10 mm, para garantizar la ausencia de variaciones en la rigidez del material. Para cada condición de fresado se han realizado tres repeticiones en orden aleatorio con respecto al centro de la pieza. De esta forma se ha podido discriminar el efecto de la variabilidad del espesor de la lámina de elastómero y obtener unos resultados de rugosidad, con una distribución normal que permite la realización de una ANOVA.

El análisis del efecto de la rigidez de la pieza se ha realizado en dos espesores: 2 y 20 mm. La profundidad de corte se ha mantenido constante a 0,8 mm, justo por debajo de la zona de chatter. El avance por filo se ha mantenido constante a 0,1 mm/diente. Así, se ha analizado la influencia de la velocidad de corte a tres diferentes velocidades de giro del husillo, para ambos espesores de pieza. Los resultados se presentan en los apartados 3.4 y 3.5.

3.1.3 Cálculo de los SLDs

Basado en el modelo dinámico tridimensional propuesto por Campa [Campa, 2011] se han calculado los lóbulos de estabilidad de las diferentes piezas y se han aplicado en la predicción de vibraciones por chatter durante el fresado de acabado. El procedimiento es análogo al explicado en el apartado 2.4.

3.2 Modelo de rugosidad

La rugosidad del suelo generada por el fresado sobre utillajes flexibles se produce por tres procesos diferentes. En primer lugar, la rugosidad teórica media (R_h) es generada por la geometría de la herramienta y por el avance por diente. Así, el resto de incremento en la rugosidad media está asociada al movimiento axial entre la pieza y la herramienta, esto es, a efectos dinámicos.

Debido a la gran diferencia de entre la rigidez axial de la herramienta y del sistema pieza-utillaje, el desplazamiento axial de la herramienta puede ser obviado. Por lo tanto, el movimiento de la pieza en el eje Z está asociado con la vibración de la pieza. Esta vibración incrementa la rugosidad del suelo y es generada por la combinación de la compresión del elastómero (R_r) y el desplazamiento relativo entre la pieza y el utillaje (R_f). A pesar de que tanto R_r como R_f son resultado de fenómenos dinámicos, dado que se va a trabajar con valores medios la rugosidad media global, R_a , se puede definir como:

$$R_a = R_h + R_r + R_f \quad (\text{IV-9})$$

Esta ecuación no contempla los efectos cruzados que los diferentes fenómenos tienen entre sí. Por ejemplo, asume que la rugosidad teórica no se ve influenciada por la vibración de la pieza.

La geometría de la herramienta de punto tórica para la operación de ranurado se define por el radio de acuerdo r y, por tanto, la rugosidad teórica media para un sistema perfectamente rígido se puede expresar en función del avance por diente:

$$R_h = \frac{f_z^2}{32r} \quad (IV-10)$$

El modelo reológico de la compresión del elastómero se puede obtener de la contribución paralela de la componente elástica (el), viscoelástica (ve) y elastoplástica (ep) de la tensión compresiva [Olsson, 2007]. En primer lugar, el comportamiento elástico está definido por la relación lineal entre la compresión axial y la carga aplicada, la llamada Ley de Hooke. Por otro lado, la componente viscoelástica es un mecanismo dependiente de la velocidad de deformación la cual es responsable del amortiguamiento del utillaje y de la reducción de la rugosidad generada. Similarmente, la componente elastoplástica de la deformación es dependiente de la amplitud y contribuye al amortiguamiento del sistema, como se explica en la siguiente ecuación:

$$R_r = R_r^{el} - R_r^{ep} - R_r^{ve} \quad (IV-11)$$

En base a las características del sistema y al rango de trabajo, el modelo reológico del elastómero se simplifica. En este caso, debido a las condiciones de mecanizado seleccionadas y a la reducida deformación axial de compresión, tanto la componente viscoelástica como elastoplástica de la rugosidad son consideradas uniformes para el rango de trabajo. Además, debido al comportamiento viscoelástico del elastómero, la influencia de las cargas en la capacidad de amortiguamiento del utillaje decrece con el aumento de la frecuencia y, por tanto, con el aumento de la velocidad de rotación de la herramienta. Así, para este modelo, las cargas y la rugosidad se consideran generadas una vez por cada vuelta de herramienta, en detrimento de por cada golpe de diente contra la pieza. En la siguiente figura se puede ver un esquema del modelo.

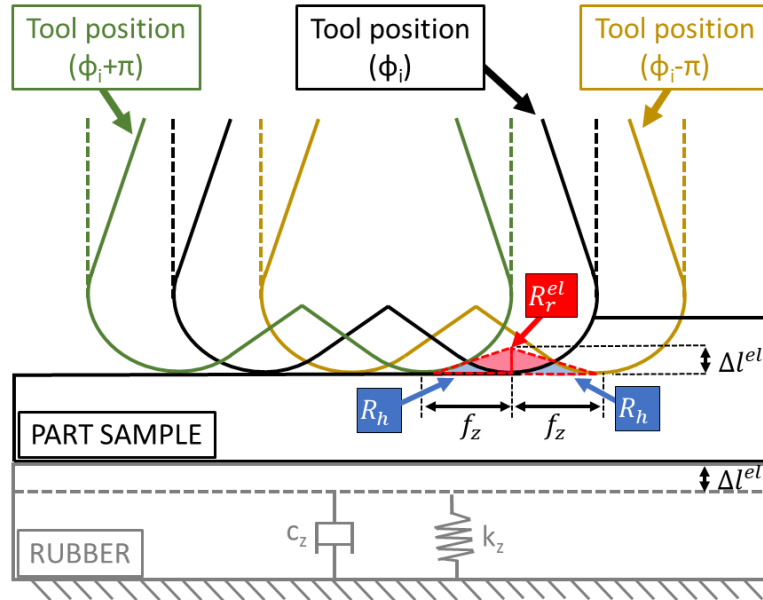


Figura IV-25. Esquema de generación de componentes de rugosidad.

En base a esta definición de rugosidad el cálculo de la componente elástica de la rugosidad debida a la compresión del utillaje se presenta en la siguiente ecuación, donde Δl^{el} es la deformación compresiva de la lámina de elastómero, la cual puede considerarse, al menos, un orden de magnitud menos que el radio de acuerdo de la herramienta.

$$R_r^{el} = \frac{4r(\Delta l^{el})^{\frac{3}{2}} - (\Delta l^{el})^2}{16} + \int_{r - \frac{\Delta l^{el}}{2}}^r \sqrt{r^2 - \left(z - \frac{\Delta l^{el}}{2}\right)^2} dz \approx \frac{4r(\Delta l^{el})^{\frac{3}{2}} - (\Delta l^{el})^2}{8} \quad (IV-12)$$

El comportamiento elástico de la lámina de elastómero está basado en una relación lineal entre la tensión y la deformación. Así, la deformación compresiva axial del utillaje se define con la siguiente ecuación, donde E es el módulo de Young, l es el valor medio del espesor de la lámina de elastómero y A_i es el área de la zona de influencia del utillaje. Este área es la zona del utillaje donde la compresión del utillaje está focalizada.

$$\Delta l^{el} = \frac{F_z l}{EA_i} \quad (IV-13)$$

Finalmente, el desplazamiento relativo entre la pieza y el utillaje es dependiente del adecuado amarre por vacío. En este caso, la adaptación geométrica mutua entre la pieza y el utillaje es el factor clave que influencia esta unión, y por tanto la reducción de R_f . De ahí que las fuerzas axiales aplicadas, la rigidez de la pieza y la dureza del elastómero determinen la zona de influencia del utillaje A_i , así como la idoneidad del amarre, tal y como se muestra en la siguiente figura:

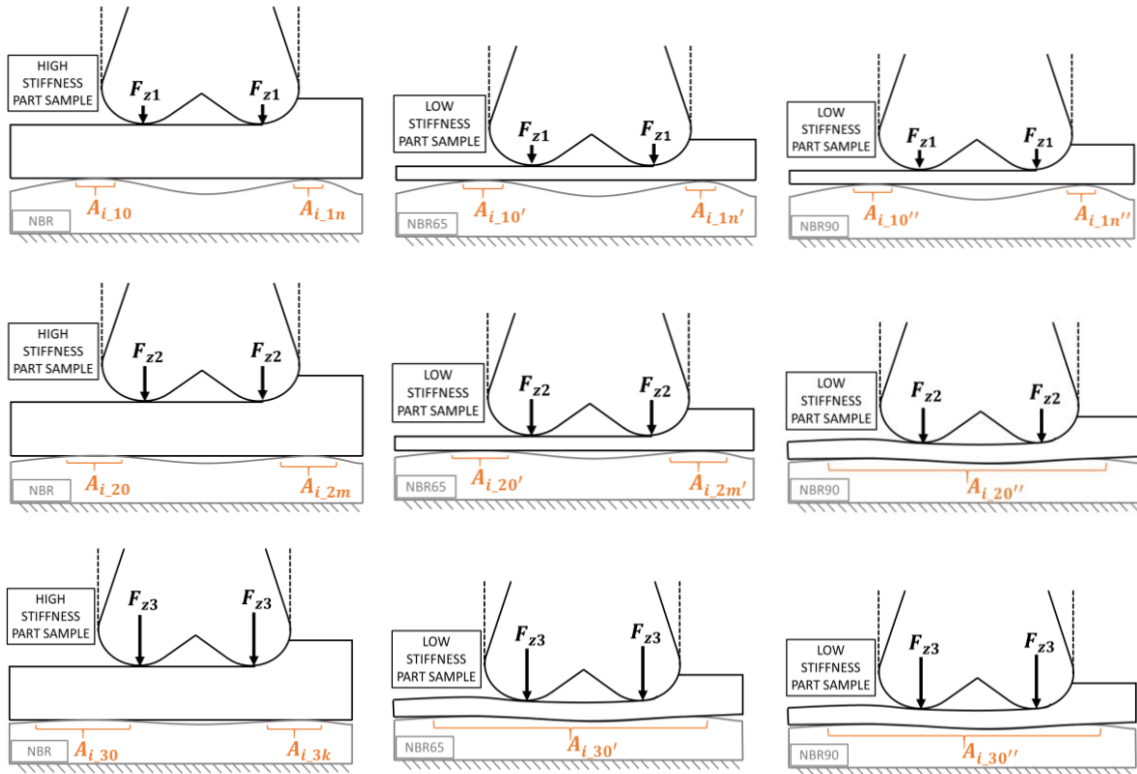


Figura IV-26. Evolución del amarre en función de la rigidez de la pieza y de la dureza del elastómero.

El fresado de piezas de elevada rigidez lleva a una evolución progresiva de la zona de influencia del utillaje con respecto a las fuerzas axiales, independientemente de la dureza del elastómero. Así, las cargas axiales y el área de influencia se pueden considerar como se presenta en las siguientes dos ecuaciones, donde A es el área total de la pieza.

$$F_{z_1} < F_{z_2} < F_{z_3} \quad (IV-14)$$

$$0 < A_{i_1} = \sum_{j=0}^n A_{i_1j} < A_{i_2} = \sum_{j=0}^m A_{i_2j} < A_{i_3} = \sum_{j=0}^k A_{i_3j} \leq A \quad (IV-15)$$

Sin embargo, en el caso de piezas de baja rigidez, el incremento de la zona de influencia del utillaje depende del elastómero. Así, la utilización de un compuesto blando lleva a las relaciones presentadas en las siguientes dos ecuaciones, ya que hay una fuerza crítica ($F_{z_{cr}}$) a partir de la cual la flexión de la pieza lleva a un incremento drástico de la zona de influencia. Además, se puede considerar que, debido a la sección cilíndrica de la herramienta junto con la deflexión de la pieza, el área de influencia estará por debajo del área rectangular de la pieza, A .

$$F_{z_1} < F_{z_2} = F_{z_{cr}} < F_{z_3} \quad (IV-16)$$

$$0 < A_{i_1} = \sum_{j=0}^{n'} A_{i_1j} = A_{i_{cr}} \ll A_{i_2} = \sum_{j=0}^{m'} A_{i_2j} < A_{i_3} = \sum_{j=0}^{k'} A_{i_3j} < A \quad (IV-17)$$

Por otro lado, el mecanizado de piezas de baja rigidez sobre compuestos de alta dureza favorece ese incremento drástico en de la zona de influencia con fuerzas más reducidas, como se detalla en las siguientes dos ecuaciones. La razón de este efecto es la mayor resistencia local del elastómero a ser comprimido.

$$F_{z_1} = F_{z_{cr}} < F_{z_2} < F_{z_3} \quad (IV-18)$$

$$0 < A_{i_1} = \sum_{j=0}^{n''} A_{i_1j} < A_{i_2} = \sum_{j=0}^{m''} A_{i_2j} = A_{i_{cr}} \ll A_{i_2} = \sum_{j=0}^{k''} A_{i_3j} < A \quad (IV-19)$$

Este modelo se ha validado a lo largo de los apartados 3.3, 3.4 y 3.5, mediante el análisis de los resultados experimentales. En el caso del apartado 3.3, análisis del efecto de pérdida de material, el modelo se ha empleado para explicar los cambios de tendencia bruscos en la rugosidad obtenida.

Por otro lado, de cara a validar numéricamente este modelo de rugosidad en el apartado 3.4 y 3.5, se han seguidos los siguientes pasos:

1. Se han realizado ensayos de ranurado en el que se han monitorizado tanto las fuerzas axiales como las rugosidades medias R_a , obtenidas en los diferentes sistemas analizados.
2. Se ha obtenido distribución de rugosidades en base al modelo, mediante la aplicación de los siguientes cálculos:
 - 2.1. Se ha calculado la rugosidad teórica R_h para cada ensayo en base a las condiciones de mecanizado y la ecuación IV-29.
 - 2.2. En el caso en el que se tiene un utillaje "idiomorfo", para calcular R_f a través de la ecuación IV-10, se necesita conocer R_r . Para calcular R_r , a su vez, se necesita conocer el área de influencia A_i y así poder resolver las ecuaciones IV-12 y IV-13. Sin embargo, dado que en este caso no se puede conocer el valor de A_i se ha optado por replicar los ensayos en un sistema sin NBR, donde la pieza se amarra de forma rígida ($R_r = 0 \mu m$) directamente a la mesa Kistler. Por lo tanto, bajo la hipótesis de que el amarre por vacío se iguala al amarre mediante adhesión de la pieza, se ha obtenido la componente R_f para cada condición.
 - 2.3. En base a los resultados obtenidos en los ensayos sobre el utillaje flexible se ha despejado el valor de A_i que debería tener el sistema para cumplir con esta hipótesis. En los casos en los que no existen un valor que cumpla esta hipótesis, se ha asumido que el área concuerda con el área total de la pieza.
 - 2.4. Introduciendo esa A_i en la ecuación IV-13 junto con la fuerza monitorizada y el módulo de Young extraído de los ensayos de compresión del Capítulo III, se ha procedido a calcular la componente R_r^{el} de cada ensayo.

2.5. Finalmente, asumiendo como segunda hipótesis que las componentes elastoplásticas y viscoelásticas del elastómero son despreciables y sumando el valor de R_r^{el} a la R_h obtenida en el punto 2.1, a la R_f obtenida en el punto 2.2, se ha calculado la R_a esperable por el modelo.

En el caso de que se produzca un ajuste correcto de la rugosidad obtenida por el modelo con la realidad significaría que el planteamiento del modelo es válido y que las hipótesis de amarre por vacío equiparable a la adhesión de la pieza y de un comportamiento totalmente elástico del elastómero son asumibles para esta aplicación.

3.3 Análisis del efecto de pérdida de material

En primer lugar, como se muestra en la Figura IV-27, se han calculado los SLDs de los tres sistemas de cara a verificar que el mecanizado se produce libre de chatter. Las mediciones se realizan antes y después del fresado de las cajas. Los resultados muestran que antes de que el material se haya eliminado, las soluciones basadas en el soporte con elastómero mejoran hasta un 15% el comportamiento frente a la aparición de vibraciones de chatter. Sin embargo, después del fresado de las cajas, estas soluciones flexibles disminuyen la profundidad de mecanizado admisible de forma más abrupta que la pieza directamente atornillada a la mesa dinamométrica. Este efecto es especialmente reseñable en el caso de NBR90.

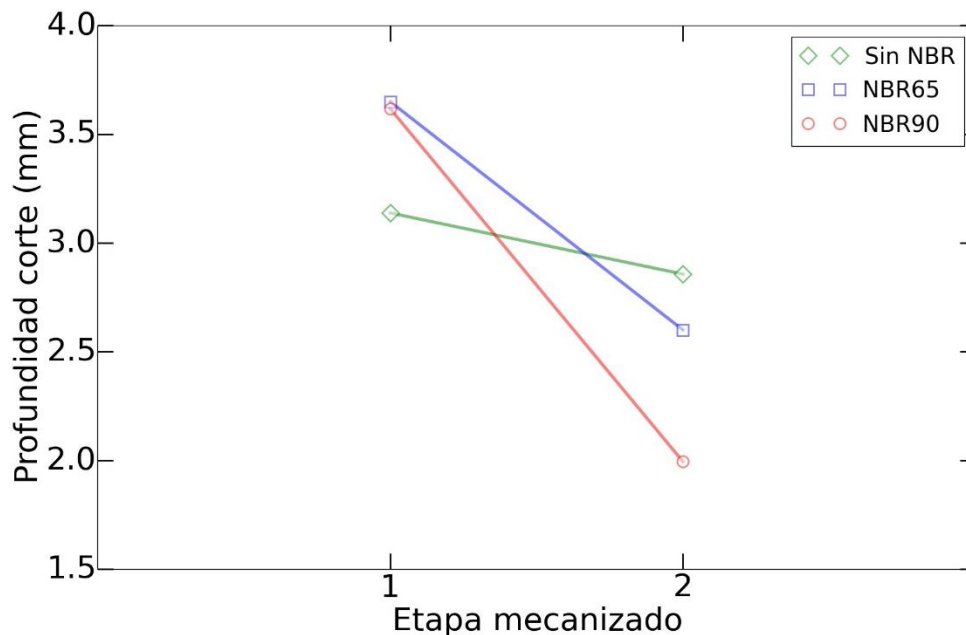


Figura IV-27. Valor medio del diagrama de lóbulos de estabilidad (SLD) antes (etapa de mecanizado 1) y después (etapa de mecanizado 2) del mecanizado a 4000 rpm.

Este decrecimiento se produce por una combinación de pérdida de material en la pieza, así como por el empeoramiento de la capacidad de amarre, especialmente en el compuesto más duro. Sin embargo, dado que los valores permanecen por encima de los espesores de las piezas, se puede considerar que todos los ensayos se han producido sin chatter, independientemente de la profundidad de pieza mecanizada.

Por lo tanto, la vibración de los sistemas se ha producido principalmente por los armónicos de las fuerzas de corte. Este efecto se puede ver claramente en los perfiles de rugosidad de los suelos y en su Transformadas de Fourier (FFT), como se aprecia en las siguientes figuras. Con un avance de 0.1 mm/diente la herramienta gira cinco veces por mm, generando la rugosidad teórica R_h . Sin embargo, a medida que la vibración de la pieza aumenta, R_r y R_f aumentan. Estas componentes de rugosidad se generan entre el perfil teórico y, por tanto, los impactos entre la herramienta y la pieza se duplican.

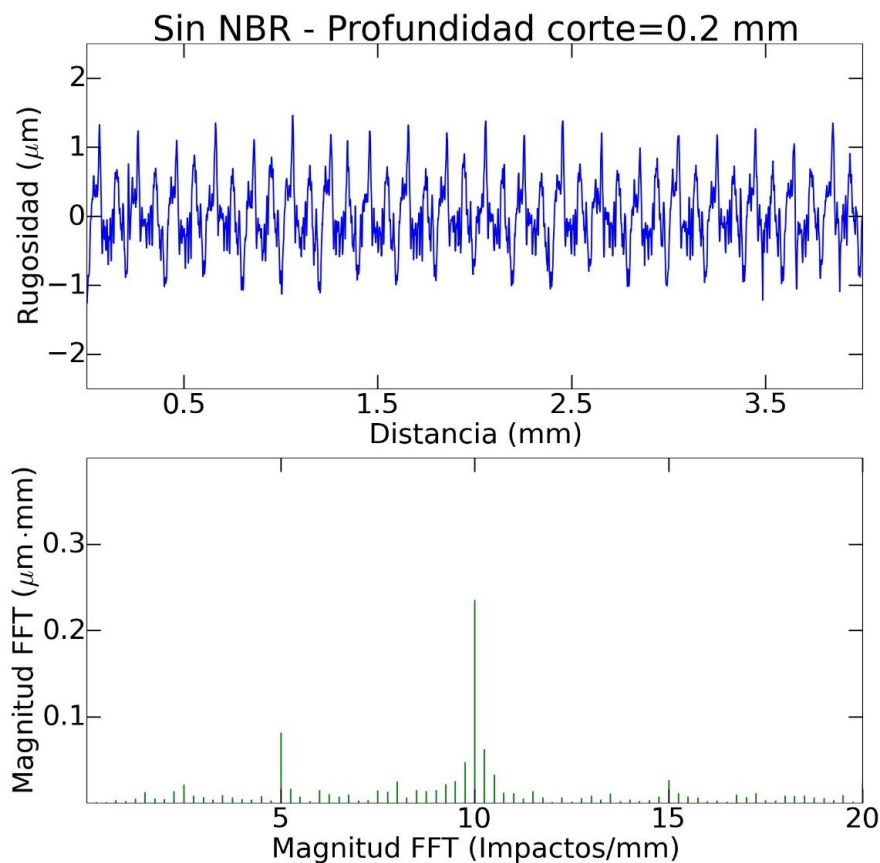


Figura IV-28. Rugosidad en el suelo de cajas, sin elastómero y $a_p=0,2$ mm.

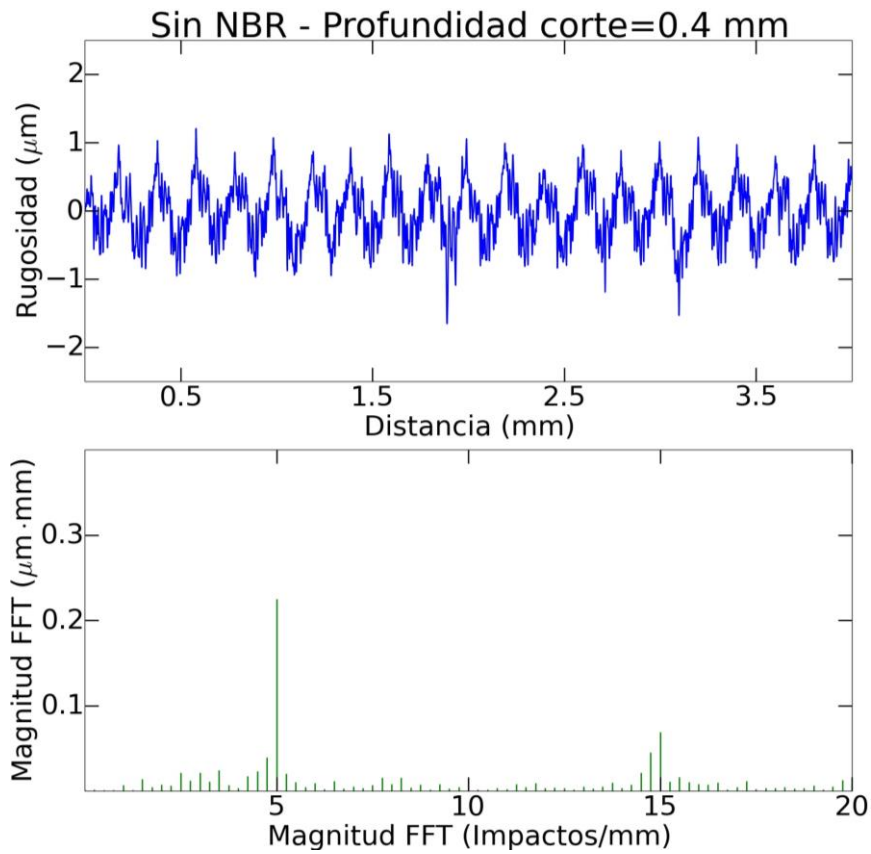


Figura IV-29. Rugosidad en el suelo de cajas, sin elastómero y $a_p=0,4$ mm.

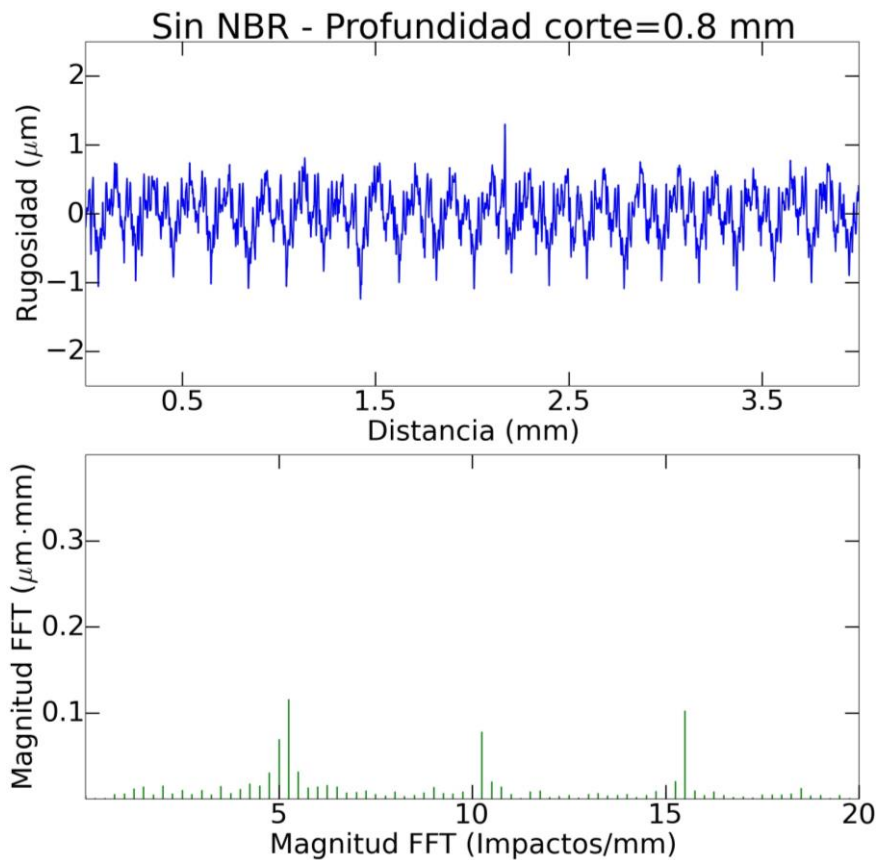


Figura IV-30. Rugosidad en el suelo de cajas, sin elastómero y $a_p=0,8$ mm.

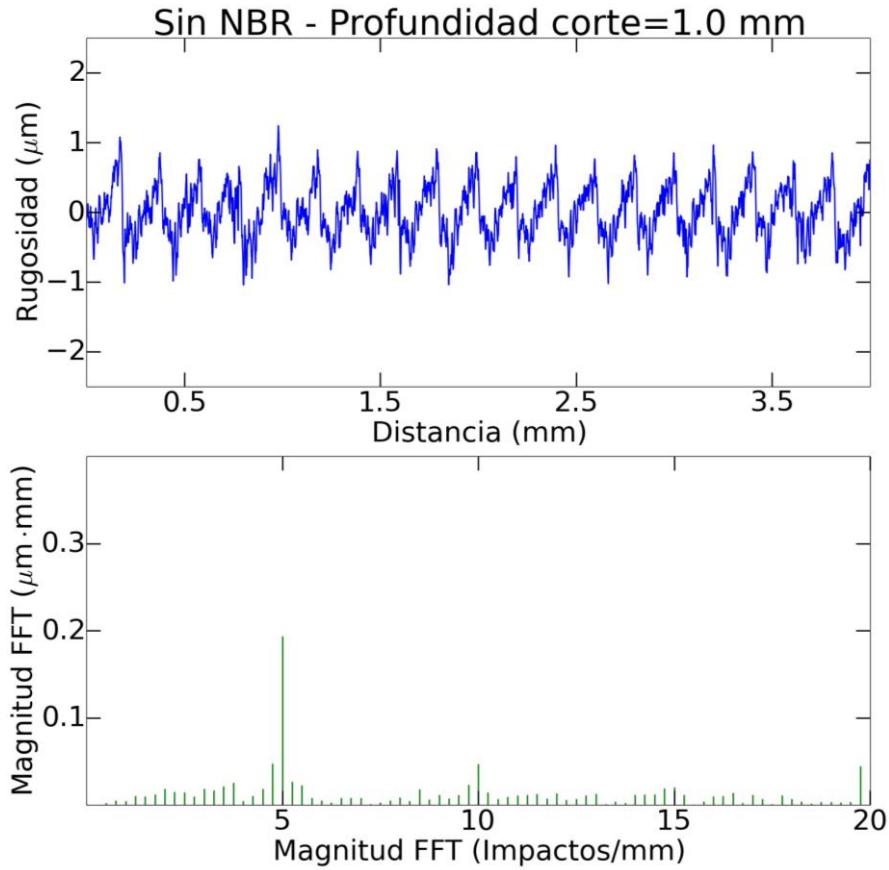


Figura IV-31. Rugosidad en el suelo de cajas, sin elastómero y $a_p=1$ mm.

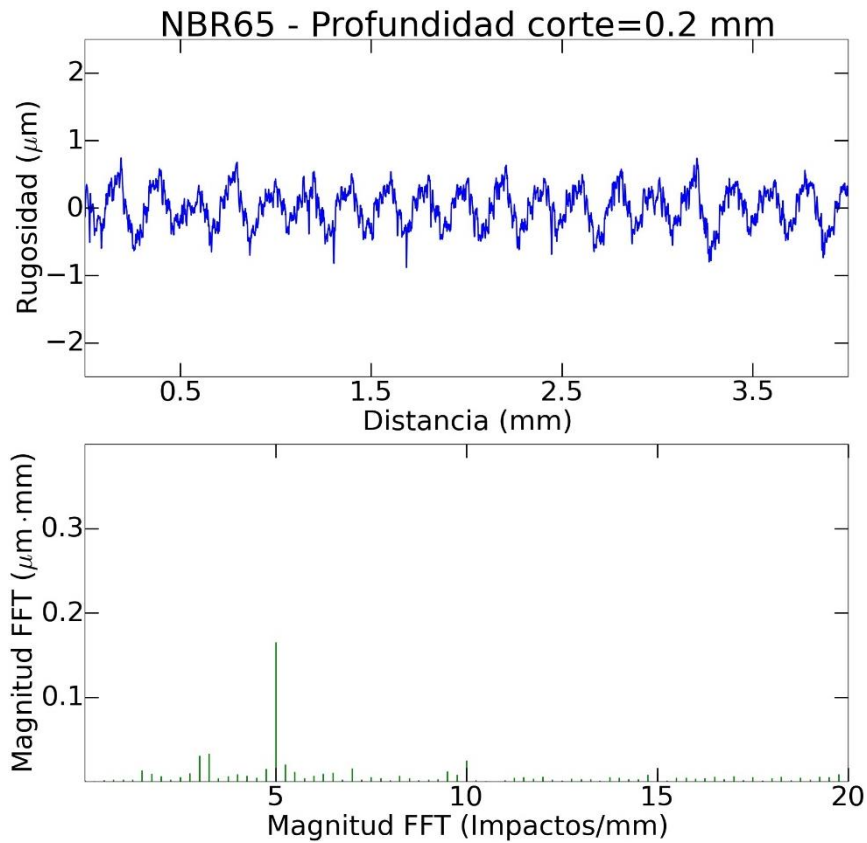


Figura IV-32. Rugosidad en el suelo de cajas, con NBR65 y $a_p=0,2$ mm.

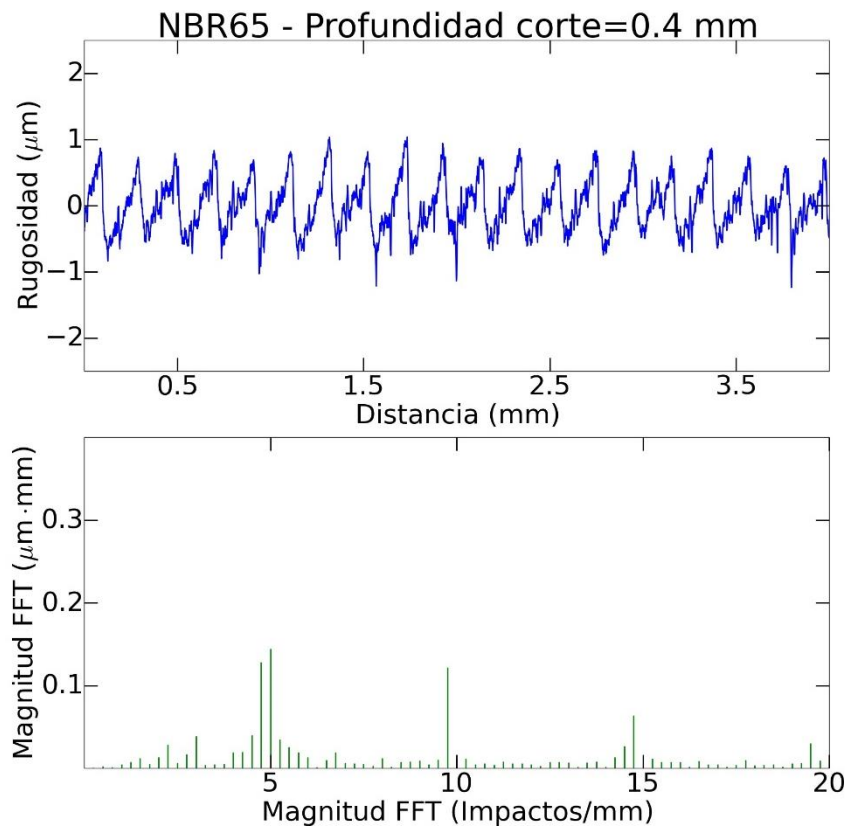


Figura IV-33. Rugosidad en el suelo de cajas, con NBR65 y $a_p=0,4$ mm.

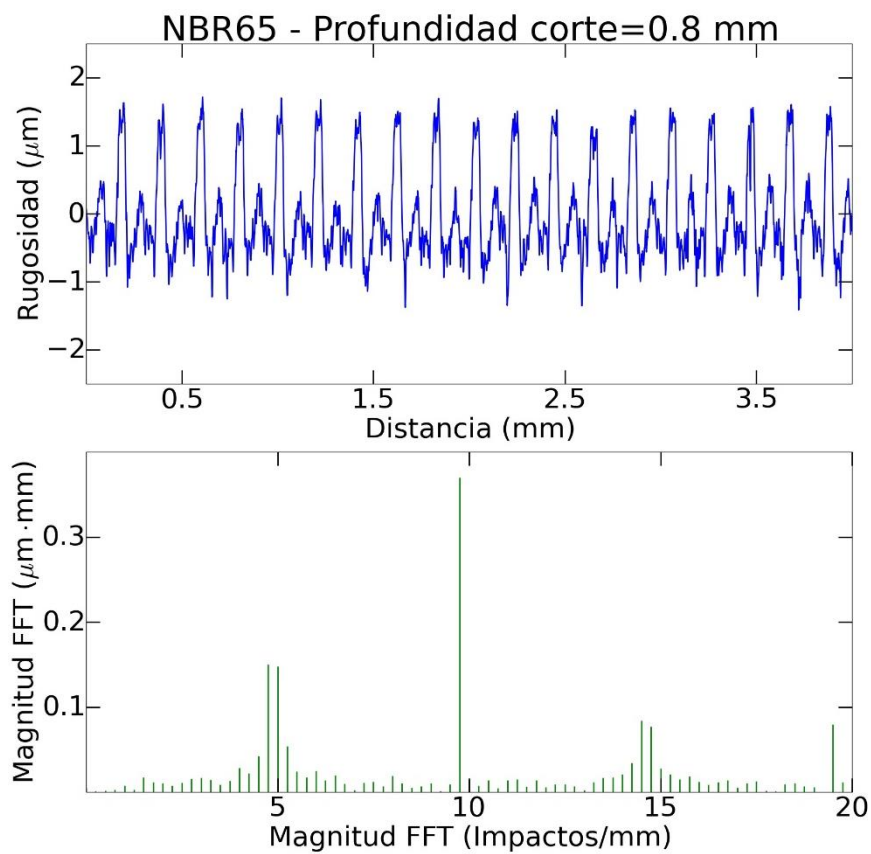


Figura IV-34. Rugosidad en el suelo de cajas, con NBR65 y $a_p=0,8$ mm.

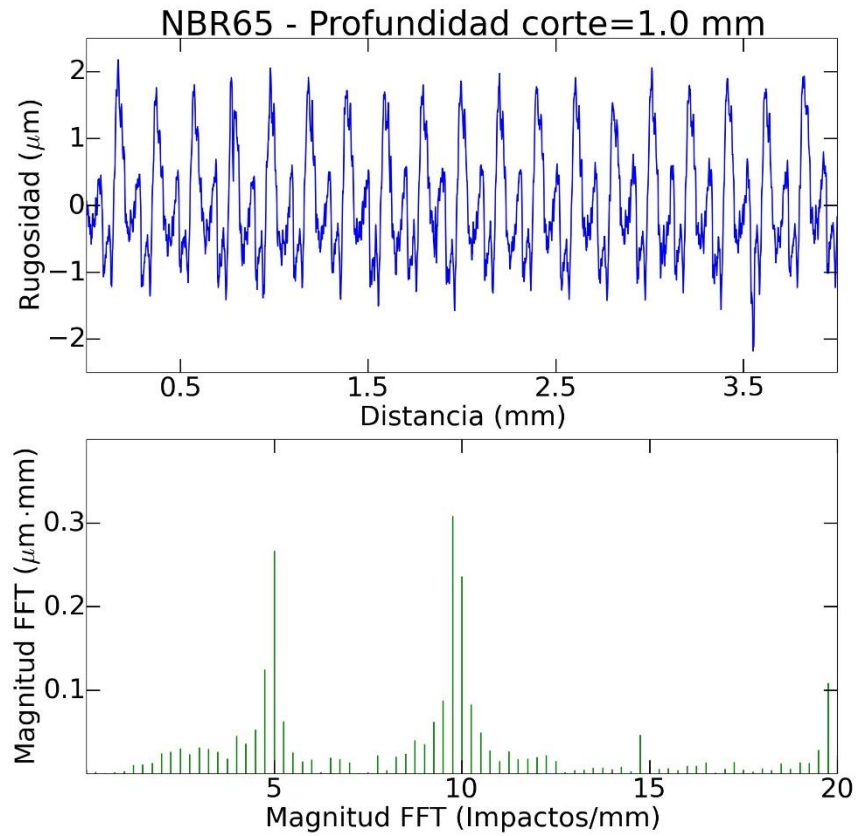


Figura IV-35. Rugosidad en el suelo de cajas, con NBR65 y $a_p=1$ mm.

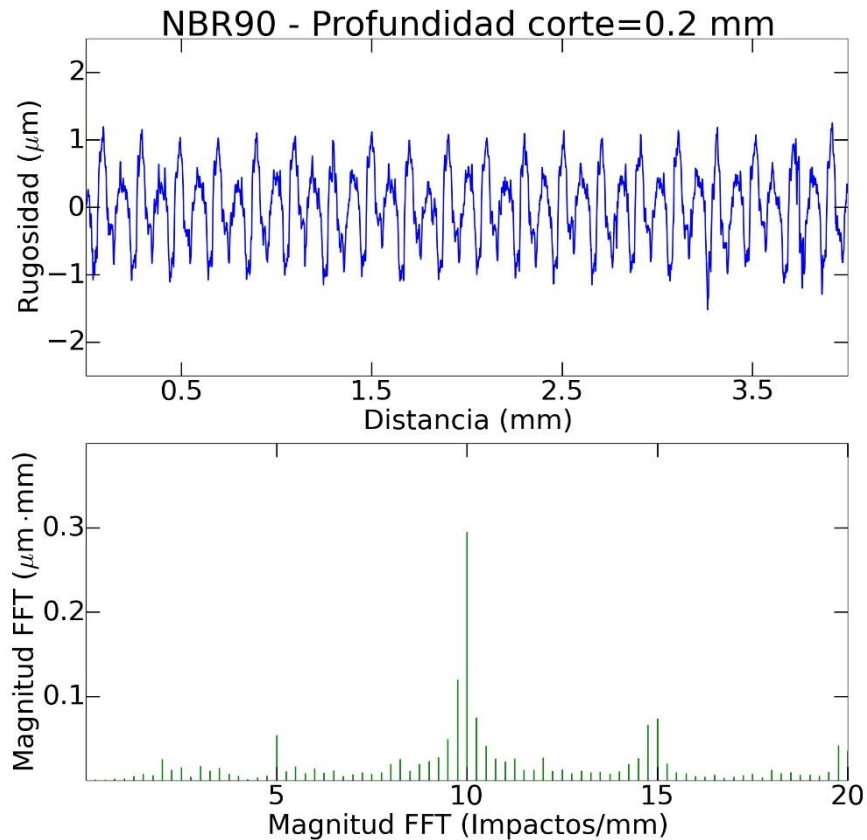


Figura IV-36. Rugosidad en el suelo de cajas, con NBR90 y $a_p=0,2$ mm.

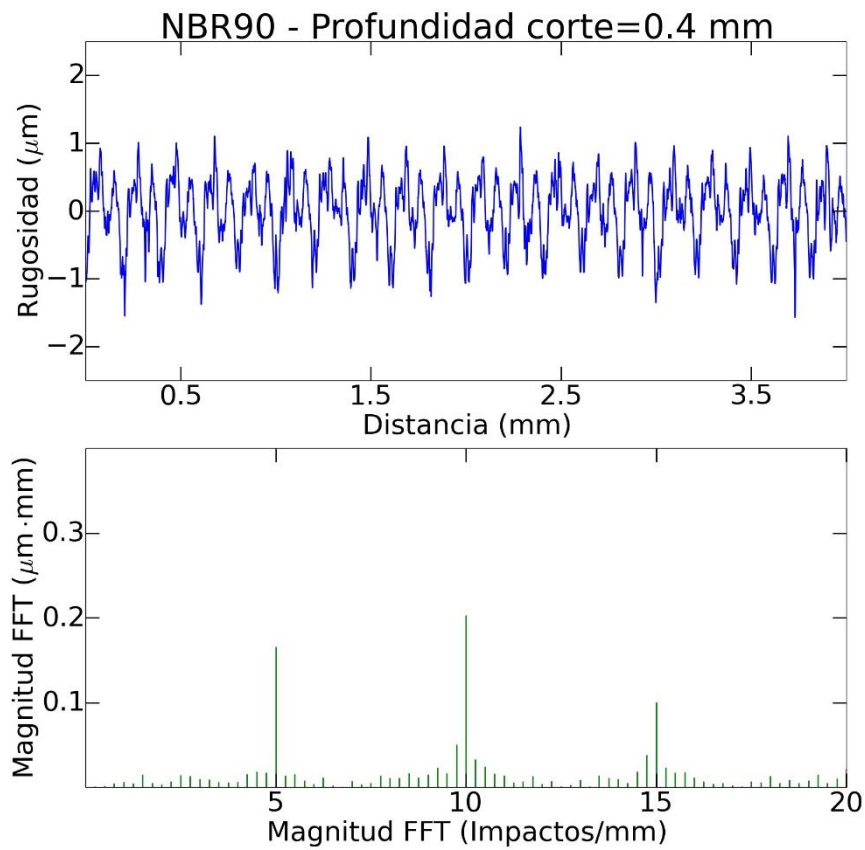


Figura IV-37. Rugosidad en el suelo de cajeras, con NBR90 y $a_p=0,4$ mm.

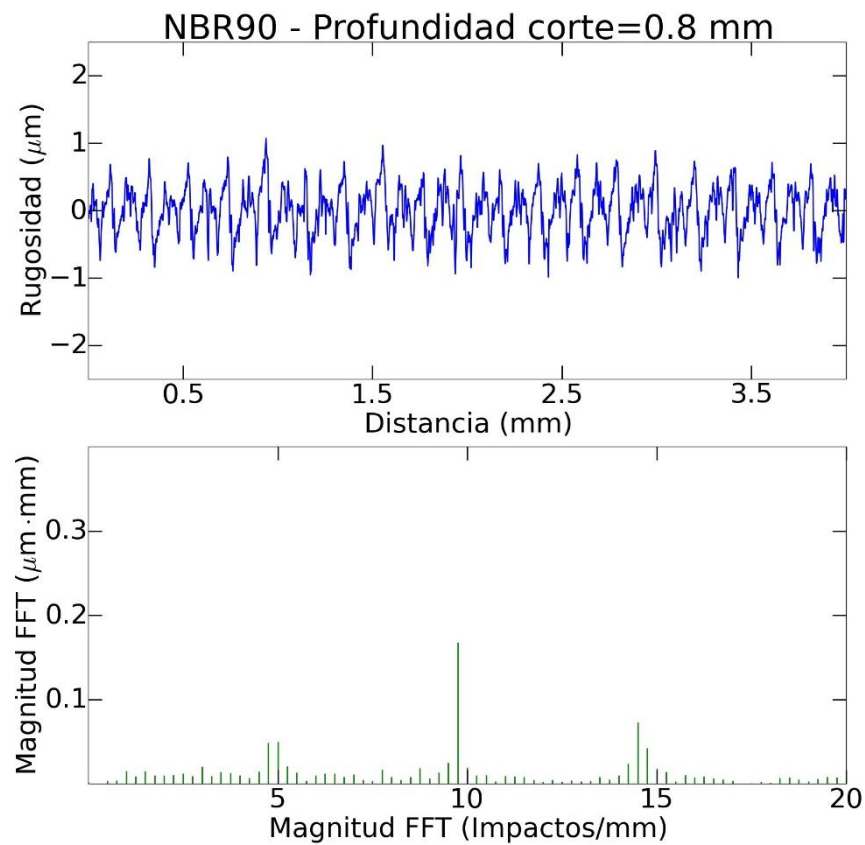


Figura IV-38. Rugosidad en el suelo de cajeras, con NBR90 y $a_p=0,8$ mm.

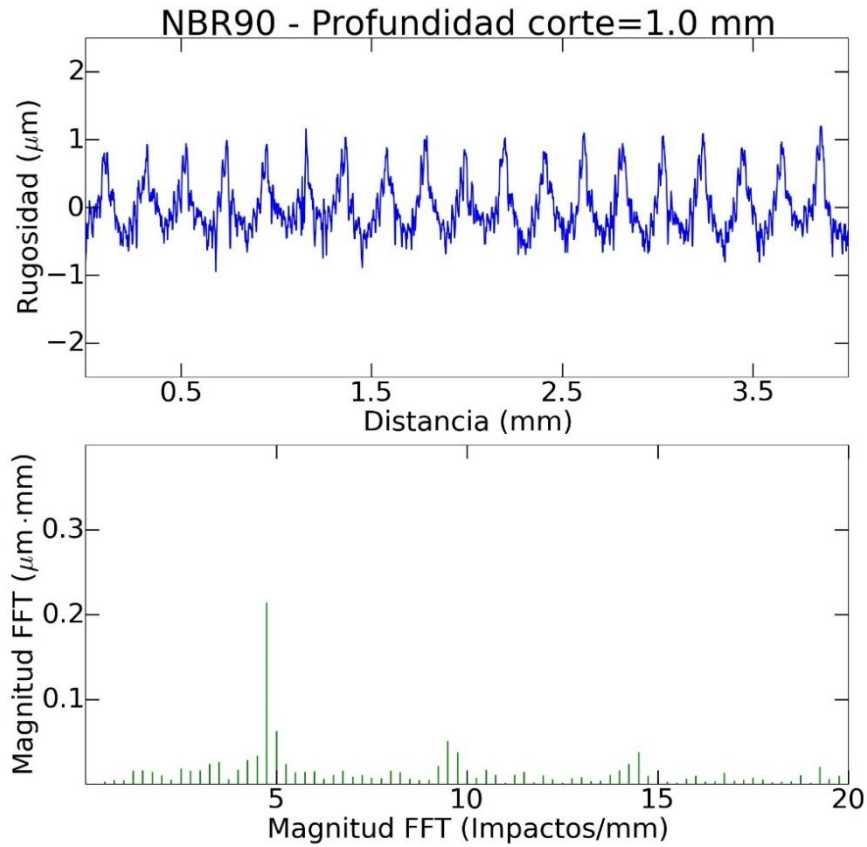


Figura IV-39. Rugosidad en el suelo de cajas, con NBR90 y $a_p=1$ mm.

Como se puede apreciar, se produce una evolución opuesta entre los casos sin elastómero y NBR90 con respecto al del NBR65. Los resultados experimentales muestran que, al mecanizar las profundidades más reducidas, el compuesto blando se comporta de manera más adecuada.

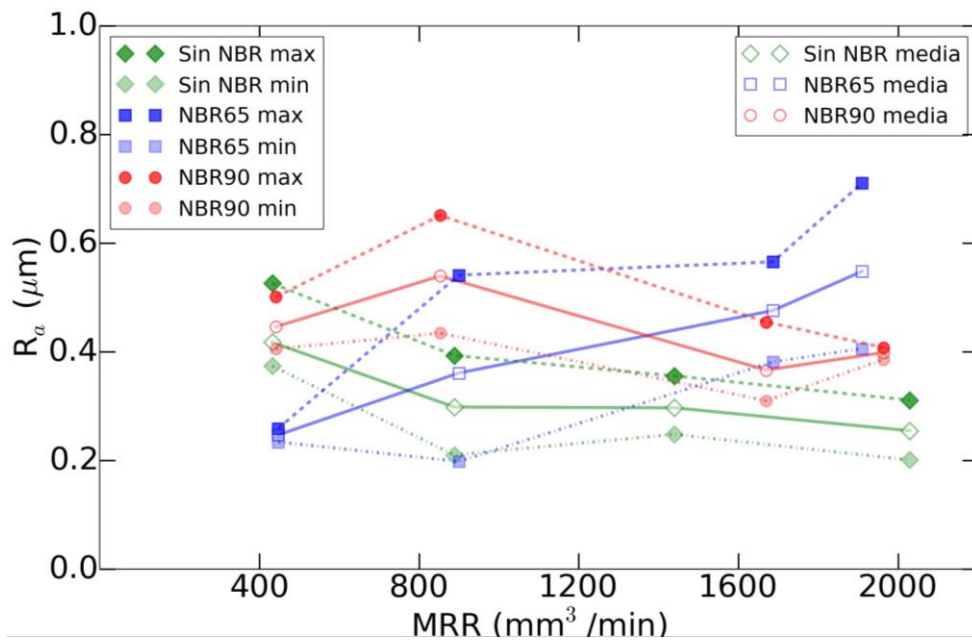


Figura IV-40. Efecto de la tasa de arranque de material (MRR) en la rugosidad del suelo de las cajas.

Sin embargo, a medida que aumenta la tasa de arranque de material (MRR) la rugosidad del caso con NBR65 aumenta casi linealmente junto con las fuerzas axiales, mientras que, en el caso sin elastómero, las fuerzas axiales van rigidizando el sistema. Por lo tanto, a medida que aumenta la pieza, las componentes de vibración entre pieza y utillaje y la de compresión del utillaje van aumentando linealmente con las fuerzas.

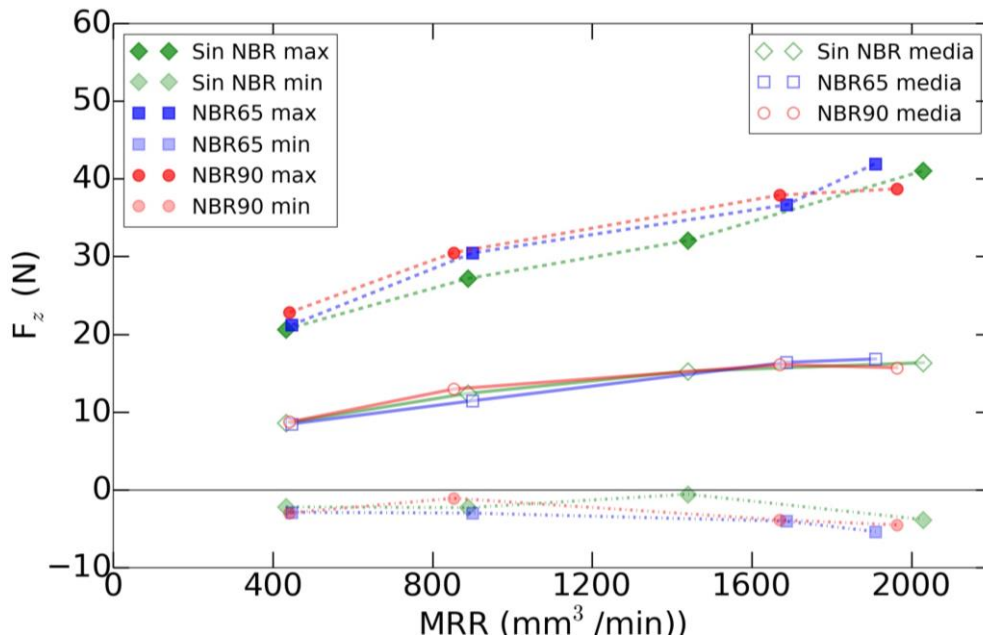


Figura IV-41. Efecto de la tasa de arranque de material (MRR) en la fuerza axial durante el mecanizado de cajas.

Por otro lado, para el compuesto NBR90, se produce una desviación tras la profundidad de corte de 0,4 mm. Como se ha explicado en el modelo de rugosidad, la razón de este variación abrupta es el repentino cambio de condición de amarre debido a la flexión de la chapa producida por el aumento de la fuerza axial y la pérdida de material. Este mismo efecto de rigidizar el sistema en base a un aumento de la fuerza axial es lo que mejora la rugosidad en el caso sin elastómero a medida que aumenta la MRR.

De ahí se obtiene que, siempre que se garantice unas condiciones de amarre adecuadas, un elastómero más duro proporciona una calidad mejor en la pieza, ya que se comporta de forma más similar a un utillaje rígido. Sin embargo, obtener estas condiciones adecuadas de amarre depende del área y rigidez de la pieza, así como de las cargas axiales generadas en el proceso de mecanizado.

3.4 Efecto del espesor de la pieza

En este caso, tanto el área de la pieza como las fuerzas del proceso se han incrementado de cara a centrar el análisis en el efecto de la rigidez de la pieza.

En primer lugar, se ha calculado el SLD de cada sistema para la aplicación de ranurado.

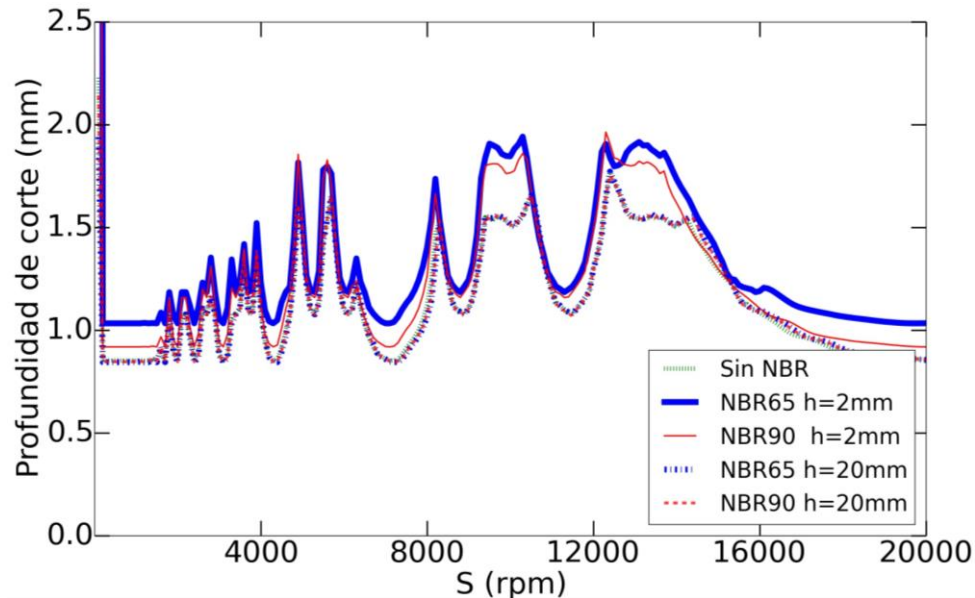


Figura IV-42. Efecto de la rigidez de utillaje y pieza en los SLDs.

Como se puede observar, cuando la pieza es lo suficientemente amplia y rígida, los elastómeros se comportan como un utillaje rígido en términos de chatter. Sin embargo, cuando la rigidez de la pieza es reducida, la zona de compresión se reduce y las propiedades de amortiguación de los elastómeros se elevan. Así, en el rango de trabajo, el compuesto NBR90 proporciona hasta un 8% de aumento de la capacidad de amortiguamiento, mientras que el NBR65 aumenta la profundidad libre de chatter hasta un 21%.

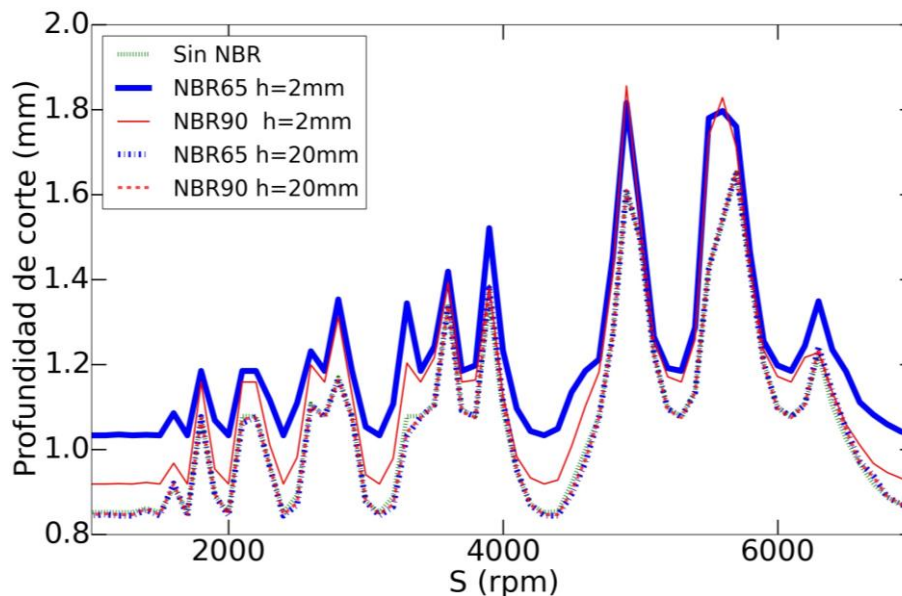


Figura IV-43. Ampliación del efecto de la rigidez de utillaje y pieza en los SLDs en la zona de trabajo.

En base a estos resultados se ha continuado el estudio con el elastómero más blando. Esta decisión se ha tomado ya que es la más dependiente de las cargas armónicas, garantizando unas mejores condiciones de amarre y teniendo en cuenta que el mecanizado se produce libre de chatter, dado que la profundidad de mecanizado se fija en $0,8 \pm 0,1$ mm. El efecto combinado de la velocidad de corte y la rigidez de la pieza se ha analizado en términos de la fuerza axial aplicada por la herramienta. Estas fuerzas se han dividido en el valor medio, y en las cargas extra generadas por cada impacto de la herramienta contra la pieza, definidas como max y min.

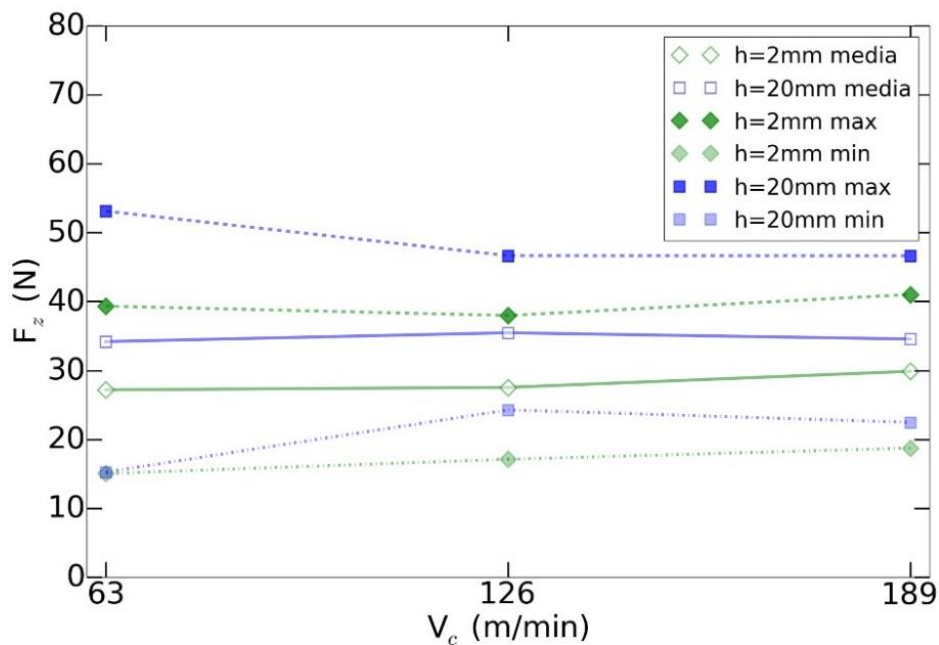


Figura IV-44. Efecto del espesor de la pieza y de la velocidad de corte en las fuerzas axiales.

Como se puede apreciar las fuerzas son mayores en la pieza más rígida. Este mismo efecto fue previamente observado por López de Lacalle [Lacalle, 2006], donde las fuerzas decrecían junto con la rigidez de la pieza. Además, Del Sol [Del Sol 2019-a] identificó una tendencia opuesta de las fuerzas axiales entre piezas de bajo y alto espesor para velocidades de corte menores a 378 m/min.

De cara a enfocar el análisis del efecto de la velocidad de corte y el espesor de la pieza en la rugosidad de los suelos de las ranuras mecanizadas, se ha realizado una ANOVA. En primer lugar, se ha validado la distribución normal de los datos mediante la prueba de Anderson-Darling (AD) y la homogeneidad de varianza con la prueba de Barlett. En ambos casos, el intervalo de confianza es del 90% ($\alpha=0,1$). Como se puede apreciar en la siguiente tabla, para todos los ensayos los p-valores están por encima de α y, por tanto, los datos son aptos para una ANOVA.

Tabla IV-8. Análisis de la idoneidad de los datos de rugosidad en el ranurado con el utillaje de NBR65.

Análisis	Parámetros	Valor
Distribución normal	AD	0,409
	p-valor	0,310
Homogeneidad de varianza	Barlett	7,590
	p-valor	0,180

Por otro lado, se ha realizado el análisis de varianza para determinar el principal parámetro en tener efecto en la rugosidad. En este caso la hipótesis nula es que los factores o la combinación de ellos no tienen influencia sobre el error de espesor. Tal y como se detalla en la siguiente tabla, de este estudio se ha obtenido que, con el 90% de confianza, la rugosidad es principalmente dependiente del espesor de la pieza, más que de la velocidad de corte.

Tabla IV-9. Análisis de la idoneidad de los datos de rugosidad.

Factor	Parámetros	Valor
h	F-valor	21,080
	p-valor	0,001
S	F-valor	1,140
	p-valor	0,353
h*S	F-valor	2,130
	p-valor	0,162

Por lo tanto, los resultados de la rugosidad muestran una clara diferenciación entre los dos espesores de pieza analizados. Como se aprecia en la Figura IV-45 el caso de pieza fina presenta unos valores de R_a mayores que los ensayos realizados con piezas rígidas. Sin embargo, el sistema de baja rigidez tiende a mantener un valor de calidad media más uniforme a medida que la velocidad de corte aumenta. Por otro lado, los valores de rugosidad de los suelos de la pieza rígida aumentan con la velocidad de giro de la herramienta. Además, los valores de rugosidad obtenidos están por debajo de $1,6 \mu\text{m}$ para la R_a , la tolerancia típica empleada en la industria aeronáutica [Del Sol 2019-a].

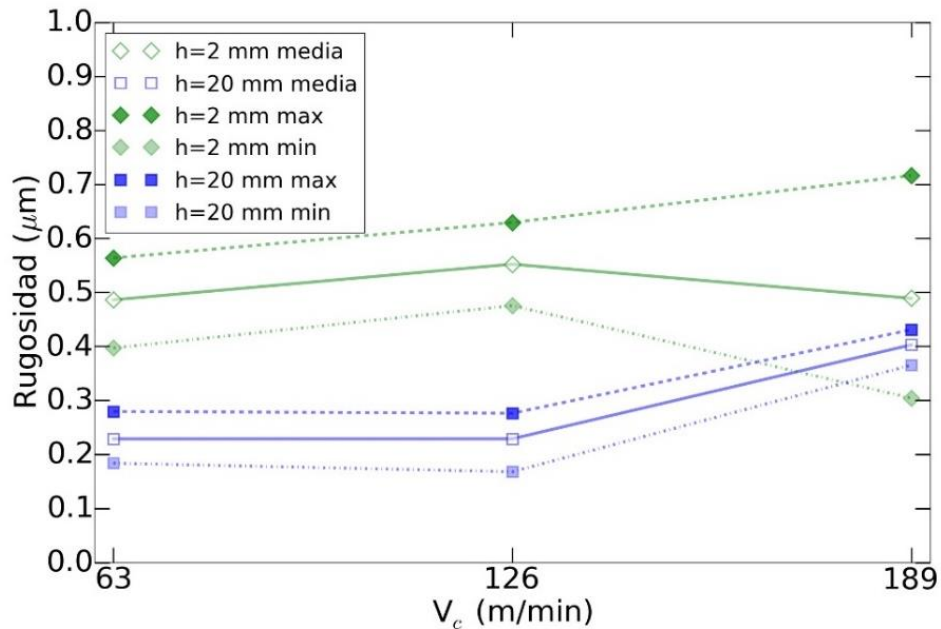


Figura IV-45. Efecto del espesor de la pieza y de la velocidad de corte en la rugosidad.

3.5 Validación del modelo de rugosidad

De cara a validar el modelo de rugosidad en esta aplicación, se va a considerar que la capacidad de amarre por vacío es la misma que el amarre directo entre la pieza y la mesa Kistler en los casos en los que no hay elastómero. Esto es, la componente R_f se considera igual en todos los sistemas. Esta asunción se hace en consideración a la igualdad mostrada en los SLDs obtenidos sobre los diferentes sistemas con piezas de 20 mm de espesor.

Para obtener ese valor de referencia de R_f se han replicado los ensayos de ranurado, con la pieza de 20 mm amarrada directamente sobre la mesa Kistler. Para identificar esta componente se ha restado el valor de rugosidad teórica $R_{h,t}$ a la rugosidad medida en los ensayos. Como en este caso no hay utillaje, la rugosidad derivada de la compresión del utillaje es nula ($R_r = 0 \mu m$).

El resultado muestra que la rugosidad y, por tanto, el movimiento relativo entre la pieza y el utillaje sigue un incremento lineal con la velocidad de corte. Por tanto, para obtener los resultados de R_a de estos ensayos bastaría con sumar las dos componentes de la rugosidad, R_f y R_h .

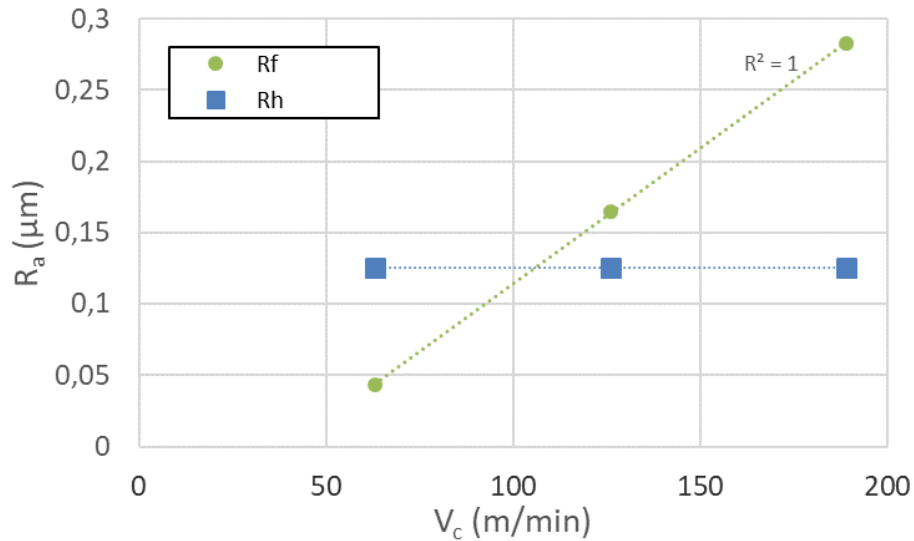
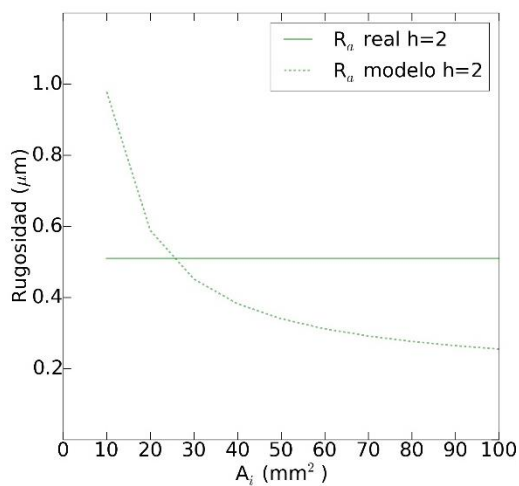


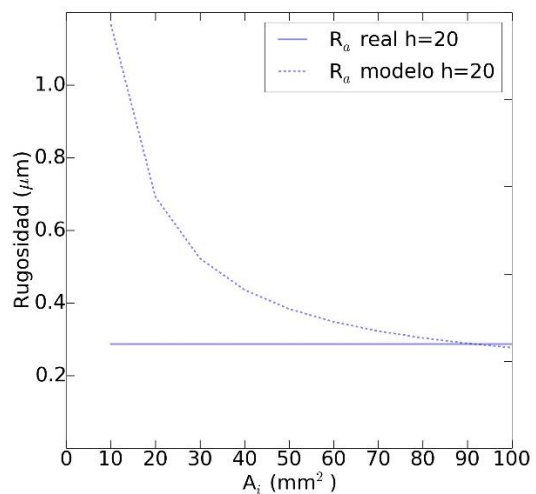
Figura IV-46. R_h y R_f del caso de ranurado sin elastómero.

Implementando el valor medio de R_f para cada velocidad de corte dentro del modelo, se puede analizar si hay algún valor de A_i que cumpla con esa asunción. En este caso el efecto de amortiguamiento debido a la componente viscoelástica y elastoplástica no ha sido integrado ya que ha sido considerada equivalente para todos los sistemas.

Por tanto, con la ecuación de la rugosidad debida a la componente elástica del utillaje flexible y haciendo un barrido de áreas desde 10 mm^2 hasta el máximo de la superficie de la pieza, 57600 mm^2 , se ha identificado para cada caso el A_i óptimo. Este A_i óptimo se considera el valor para el cual se igualan las curvas y, por tanto, se asume que las vibraciones entre la pieza y el utillaje son iguales que al caso sin elastómero.



(a)



(b)

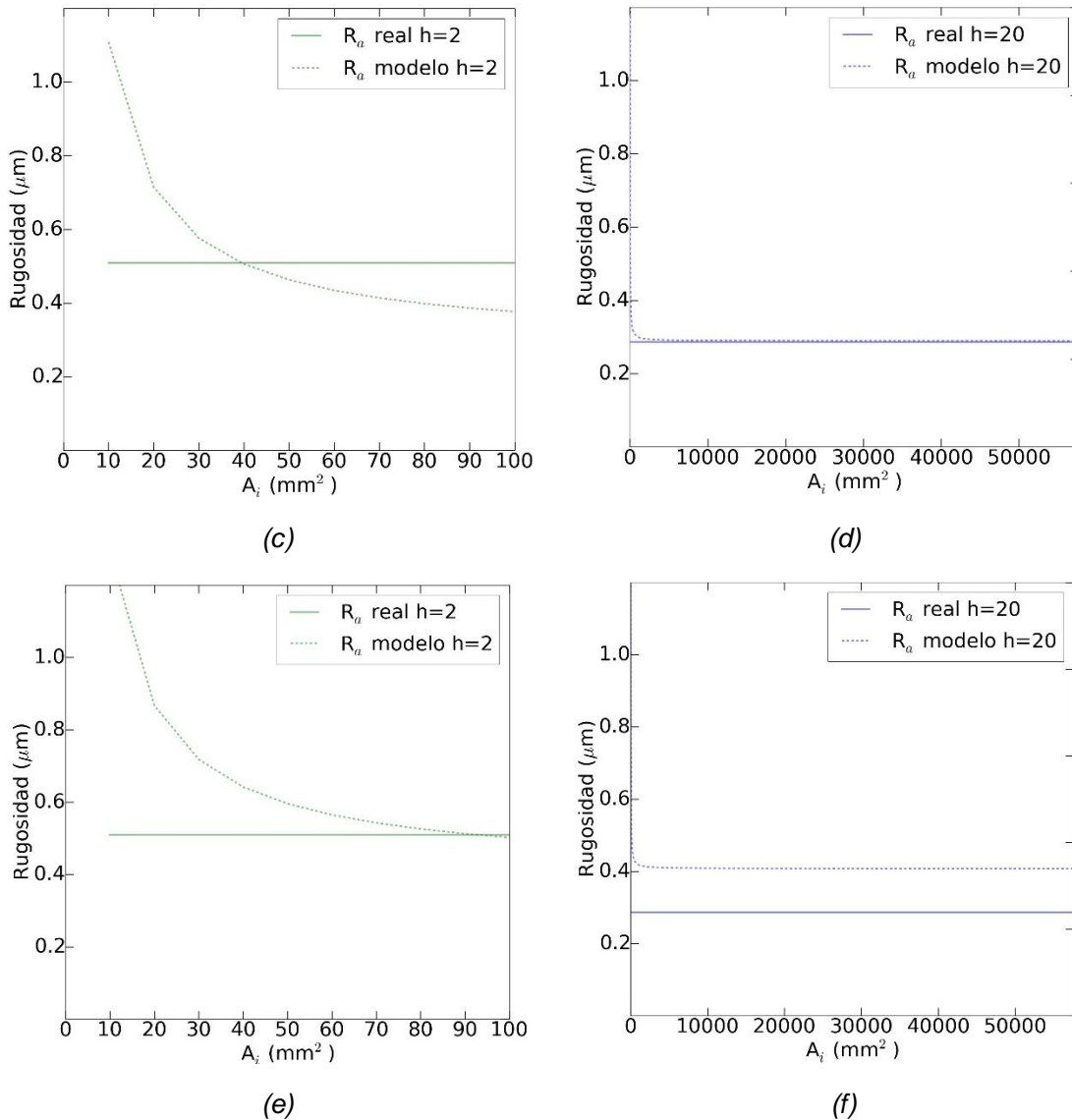


Figura IV-47. Cálculo de la A_i para cada caso: (a) $h=2$ mm; $V_c=63$ m/min ($A_i=27$ mm²), (b) $h=20$ mm; $V_c=63$ m/min ($A_i=90$ mm²), (c) $h=2$ mm; $V_c=126$ m/min ($A_i=40$ mm²), (d) $h=20$ mm; $V_c=126$ m/min ($A_i=57600$ mm²), (e) $h=2$ mm; $V_c=189$ m/min ($A_i=93$ mm²) y (f) $h=20$ mm; $V_c=189$ m/min ($A_i=57600$ mm²)

Como se puede apreciar, para los casos de pieza de baja rigidez se identifica un área de influencia óptimo menor a 100 mm². Además, estos valores son mayores que el área de apoyo máximo de la herramienta, 19,6 mm², por lo que concuerdan con la realidad física del sistema.

Sin embargo, para la pieza de alta rigidez, para velocidades de corte iguales o mayores de 126 m/min, no existe ningún valor de A_i que cumpla la condición de movimiento relativo entre la pieza y el utillaje antes definido. Por lo tanto, en estos casos se escoge el máximo área de pieza posible, 57600 mm².

Implementando estos valores de A_i en el modelo junto con los valores de R_f descritos en la hipótesis de partida se obtienen los siguientes resultados.

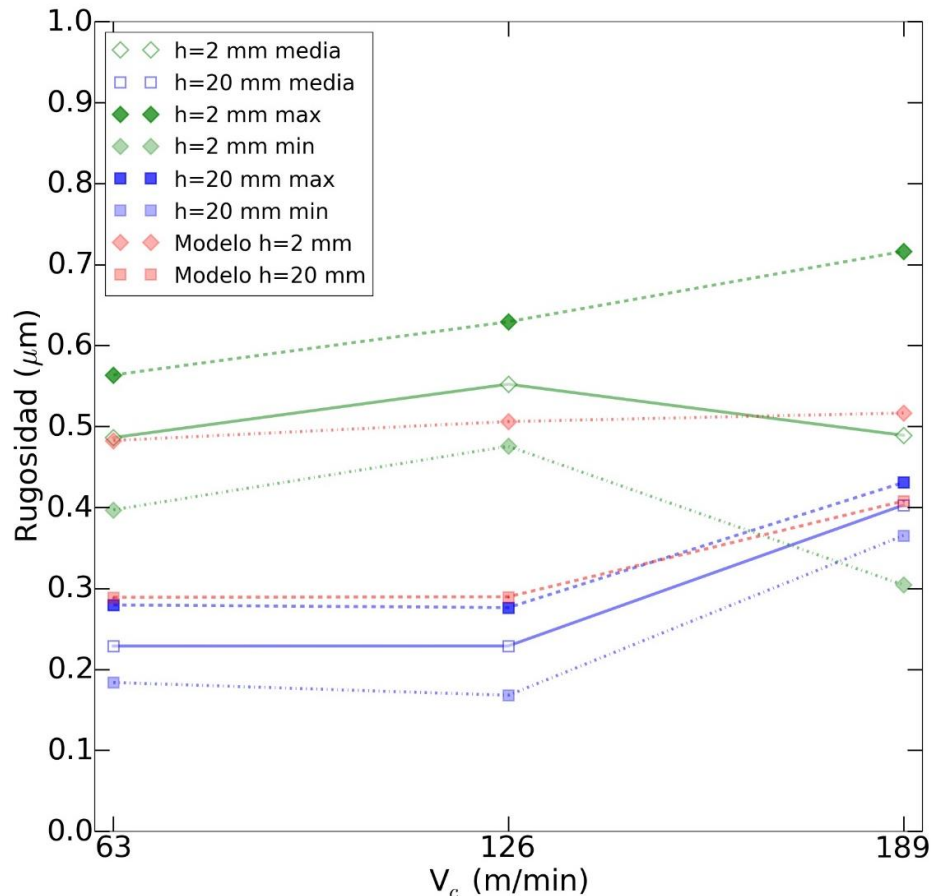


Figura IV-48. Validación del modelo con los resultados reales de rugosidad.

El modelo se ajusta bien a los resultados reales obtenidos en la operación de ranurado, para los dos sistemas. En el caso de la pieza de alta rigidez el modelo concuerda con la evolución de la rugosidad y además su precisión aumenta a medida que aumenta la velocidad de corte. Estos resultados muestran que, para velocidades de corte menores de 126m/min, el amarre por vacío reduce el movimiento relativo entre la pieza y el utillaje menos que en el caso sin elastómero. Sin embargo, en el caso de la velocidad de corte máxima, el desplazamiento entre la pieza y el utillaje aumenta y prácticamente iguala el obtenido sin utillaje llegando a ajustarse con un 1% de error con respecto al espesor medio real.

Por otro lado, en el caso de la pieza de baja rigidez, para velocidades de corte menores a 126 m/min, el modelo queda por debajo de la rugosidad media obtenida en la realidad. Esto indica que el desplazamiento relativo entre la pieza y el utillaje es mayor que el de la pieza rígida directamente amarrada sobre la Kistler. Este resultado es esperable ya que, como se vio en el apartado 3.3., a medida que se dispone de menor espesor de pieza esta tiende a vibrar más que una de mayor espesor. Sin embargo, en la velocidad de corte máxima, se aprecia un cambio de escenario, donde el modelo predice una

rugosidad mayor que el valor medio medido. Esta sobreestimación del modelo se debe a un cambio de las condiciones de amarre debido al aumento de la fuerza, la cual provoca una mayor flexión de la chapa y, por tanto, una mayor área de influencia que la que proporciona el modelo. Por lo tanto, el aumento de A_i lleva a una reducción de la componente R_r^{el} y de R_f , reduciendo así la rugosidad de la pieza. En este caso el error del modelo se sitúa entre 0,7% y 8,4% del espesor medio real.

3.6 Conclusiones de la caracterización del elastómero en fresado de pieza de reducida rigidez

En este capítulo se ha caracterizado el comportamiento de los utillajes basados en elastómeros bajo la acción de las cargas relacionadas con el proceso de fresado.

En primer lugar, por medio de diferentes ensayos de compresión implementados sobre el utillaje, se han analizado el efecto tanto de la amplitud de la tensión como de la velocidad de deformación. Así, se ha constatado que el módulo elástico aumenta a medida que la dureza del compuesto flexible aumenta y la velocidad de deformación aumenta.

Por otro lado, se ha modelado y analizado el efecto de la pérdida de material, así como del espesor de la pieza en términos de calidad de suelo obtenido. Esta rugosidad se genera por tres fuentes: el avance por diente, la compresión del elastómero y el movimiento relativo entre la pieza y el utillaje. La compresión del elastómero tiene una componente elástica que incrementa la rugosidad, mientras que las componentes viscoelástica y elastoplástica absorben parte de la vibración de la pieza. Así, los resultados muestran que los utillajes basados en elastómeros mejoran la capacidad de amortiguamiento de los sistemas pieza-soporte y previenen el chatter para operaciones de acabado. Por tanto, de cara a garantizar una calidad de pieza adecuada, se tiene que controlar el efecto de las vibraciones forzadas.

En el caso de los compuestos flexibles duros, el principal factor a tener en cuenta es la obtención de unas condiciones adecuadas de amarre para que el utillaje funcione como un amarre rígido. Esto se puede obtener con mayores tasas de arranque.

Sin embargo, al utilizar un compuesto blando, las condiciones adecuadas de amarre son más fáciles de obtener. Sin embargo, hay una mayor influencia de las vibraciones forzadas provocadas por el giros de la herramienta. Las

soluciones para este factor son: reducir las fuerzas de proceso y aumentar la zona de influencia de la lámina de elastómero.

Inicialmente, se ha analizado el efecto de pérdida de material y espesor evaluado en términos de calidad obtenida en la pieza.

El modelo de rugosidad propuesto se puede implementar basándose en los resultados de vibración y fuerzas de corte axiales previos obtenidos en piezas amarradas directamente en utillajes rígidos. Por un lado, la rugosidad de los suelos permite obtener la componente R_f , del sistema. Por el otro, en base a los resultados del apartado 2 de este capítulo, las fuerzas de corte axiales se pueden considerar similares entre un sistema sin elastómero y con elastómero. De esta forma, implementando los datos de una aplicación real de fresado de pieles, se puede prever los resultados de rugosidad en el suelo de la ranura.

Por lo tanto, todas estas soluciones propuestas para mejorar la calidad de la pieza están alineadas con el proceso de fresado de piezas de baja rigidez empleadas en el sector aeronáutico. En primer lugar, las velocidades de avance empleadas en los mecanizados aeronáuticos, como en el fresado de pieles, pueden llegar a ser diez veces mayores que las analizadas en este artículo. Además, las herramientas utilizadas en estas aplicaciones pueden llegar a ser de hasta $\text{Ø}40$ mm, por lo que la zona de influencia de los elastómeros se ve expandida y el incremento en las fuerzas se verán compensadas con una mayor capacidad de amortiguamiento del utillaje.

Finalmente, el gran rango de diferentes referencias del sector aeronáutico presenta una oportunidad para el uso de este tipo de soluciones ya que no necesitarían utillajes *ad hoc*. Así, estas soluciones, con el uso de un sistema de monitorizado de perfil y espesor podría ser empleado en la fabricación de pieles aeronáuticas manteniendo las tolerancias de espesor y rugosidad.

CAPÍTULO V

CAPÍTULO V: IMPLEMENTACIÓN EN APLICACIONES AERONÁUTICAS

1 Introducción

Como se ha estudiado en el Capítulo III, la utilización de utillajes “idiomorfos” conlleva la necesidad de implementar elementos de monitorización del estado de la pieza para poder garantizar las tolerancias requeridas en aplicaciones como la aeronáutica. En este sentido, en el primer apartado de este capítulo, se ha presentado un nuevo concepto de sistema de monitorización de la pieza integrable en el cabezal de una fresadora de tal forma que se pueda medir durante el proceso el espesor y la posición de la pieza que se está mecanizando.

Por otro lado, como se ha mencionado en el Capítulo IV, el estudio del comportamiento de los utillajes basados en elastómeros se ha limitado al caso de fresado sobre pieza plana. Sin embargo, aunque localmente se pueda considerar que el mecanizado se realiza sobre pieza plana, una gran mayoría de piezas aeronáuticas se caracterizan por ser de curvatura simple o doble.

Por lo tanto, aunque el proceso de fresado se puede estudiar desde el punto de vista plano, queda por implementar sobre las láminas de elastómeros la capacidad de adaptación a geometrías más complejas. En este caso se han propuesto dos soluciones diferentes que permiten la adaptación de las láminas de elastómeros a simples y a dobles curvaturas.

Por último, en base a los resultados obtenidos a lo largo de toda la tesis se han presentado diferentes pautas de utilización de estos sistemas que pueden ayudar a cualquier usuario de esta tecnología en la selección de los diferentes parámetros que definan la aplicación.

2 Monitorización de proceso

La monitorización del proceso en el caso de utilización de utillajes “idiomorfos” se plantea necesaria por tres razones. En primer lugar, como se ha comentado en el Capítulo III, estos utillajes presentan una forma “única” para cada caso y su tolerancia de espesor puede llegar a estar fuera del rango de trabajo de muchas aplicaciones, entre ellas, las del sector aeronáutico.

En segundo lugar, el comportamiento elástico de este tipo de elementos flexibles ahonda en la necesidad de conocer el estado de la pieza que se está mecanizando, en especial si se realizan mecanizados pasantes.

En tercer lugar, dado que en los casos en los que se puede aplicar este tipo de conceptos a geometrías de piezas más complejas, es más importante aún si cabe el controlar el posicionamiento preciso de la lámina flexible, independientemente del sistema de apoyo de esta.

En el estado del arte se han presentado diferentes soluciones de monitorización de procesos que podrían potenciar las capacidades de este tipo de utillajes. Sin embargo, estas soluciones ya desarrolladas se ven lastradas por unos costes de inversión elevados.

Con el objetivo de poder democratizar el uso de este tipo de utillajes y poder disponer de una solución implementable en una fresadora estándar, se ha desarrollado, en colaboración con la empresa ZAYER, una solución innovadora basada en la integración de un sensor móvil. Este sensor monitoriza la situación de la pieza para poder actuar de forma on-line, en lazo cerrado, sobre la posición de la herramienta. De esta forma se pueden compensar los errores derivados de las tolerancias de las láminas de elastómeros, así como los de la propia pieza.

2.1 Patente de la integración de sensores en el cabezal

En primer lugar, se ha patentado la idea genérica de la utilización de un sensor móvil que, mediante su integración en un eje extra alrededor de la herramienta, permite monitorizar el estado de la pieza justo antes del mecanizado.

Por lo tanto, la patente, de la que el doctorando es coinventor, reclama la invención de un cabezal de máquina herramienta como dispositivo de medida para monitorizar el perfil y/o espesor de una pieza a mecanizar.

Este dispositivo comprende al menos un sensor sin contacto, el cual se fija a un soporte que es solidario a una corona que se mueve por acción de un piñón. A su vez este piñón es movido por un motor de manera que el sensor se sitúa por delante de la herramienta según el sentido de avance de esta [Calleja, 2016-a].

(12) SOLICITUD INTERNACIONAL PUBLICADA EN VIRTUD DEL TRATADO DE COOPERACIÓN EN MATERIA DE PATENTES (PCT)

(19) Organización Mundial de la Propiedad Intelectual
Oficina internacional



(10) Número de publicación internacional
WO 2017/203068 A1

(43) Fecha de publicación internacional
30 de noviembre de 2017 (30.11.2017) **WIPO | PCT**

(51) Clasificación internacional de patentes:
B23Q 17/20 (2006.01)

(21) Número de la solicitud internacional:
PCT/ES2016/070394

(22) Fecha de presentación internacional:
25 de mayo de 2016 (25.05.2016)

(25) Idioma de presentación: español

(26) Idioma de publicación: español

(71) Solicitante: **ZAYER, S.A.** [ES/ES]; C/ Portal de Bergara, 7 - Pol. Ind. Betoño, 01013 Vitoria-Gasteiz (Álava) (ES).

(72) Inventores: **CALLEJA MARTÍNEZ, Luis**; C/ Portal de Bergara, 7 - Pol. Ind. Betoño, 01013 Vitoria-Gasteiz (Álava) (ES). **ORIVE DE DIEGO, Javier**; C/ Portal de Bergara, 7 - Pol. Ind. Betoño, 01013 Vitoria-Gasteiz (Álava) (ES). **RI-VERO RASTRERO, Asun**; C/ Portal de Bergara, 7 - Pol. Ind. Betoño, 01013 Vitoria-Gasteiz (Álava) (ES). **RUBIO MATEOS, Antonio**; C/ Portal de Bergara, 7 - Pol. Ind. Betoño, 01013 Vitoria-Gasteiz (Álava) (ES).

(74) Mandatario: **CAPITÁN GARCÍA, Nuria**; Felipe IV, 10, 28014 Madrid (ES).

(81) Estados designados (a menos que se indique otra cosa, para toda clase de protección nacional admisible): AE, AG, AL, AM, AO, AT, AU, AZ, BA, BB, BG, BH, BN, BR, BW, BY, BZ, CA, CH, CL, CN, CO, CR, CU, CZ, DE, DK, DM, DO, DZ, EC, EE, EG, ES, FI, GB, GD, GE, GH, GM, GT, HN, HR, HU, ID, IL, IN, IR, IS, JP, KE, KG, KN, KP, KR, KZ, LA, LC, LK, LR, LS, LU, LY, MA, MD, ME, MG, MK, MN, MW, MX, MY, MZ, NA, NG, NI, NO, NZ, OM, PA, PE, PG, PH, PL, PT, QA, RO, RS, RU, RW, SA, SC, SD, SE, SG, SK, SL, SM, ST, SV, SY, TH, TJ, TM, TN, TR, TT, TZ, UA, UG, US, UZ, VC, VN, ZA, ZM, ZW.

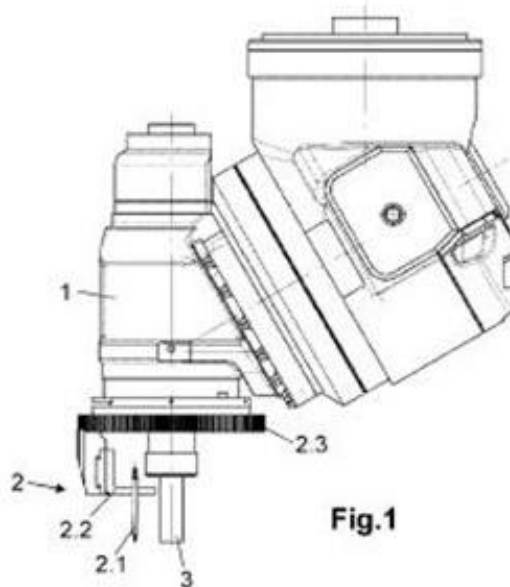
(84) Estados designados (a menos que se indique otra cosa, para toda clase de protección regional admisible): ARIPO (BW, GH, GM, KE, LR, LS, MW, MZ, NA, RW, SD, SL, ST, SZ, TZ, UG, ZM, ZW), euroasiática (AM, AZ, BY, KG, KZ, RU, TJ, TM), europea (AL, AT, BE, BG, CH, CY, CZ, DE, DK, EE, ES, FI, FR, GB, GR, HR, HU, IE, IS, IT, LT, LU, LV, MC, MK, MT, NL, NO, PL, PT, RO, RS, SE, SI, SK, SM, TR), OAPI (BF, BJ, CF, CG, CI, CM, GA, GN, GQ, GW, KM, ML, MR, NE, SN, TD, TG).

Publicada:

— con informe de búsqueda internacional (Art. 21(3))

(54) Title: MACHINE TOOL HEAD HAVING MEASURING DEVICE

(54) Título: CABEZAL DE MÁQUINA HERRAMIENTA CON DISPOSITIVO DE MEDIDA



(57) Abstract: The invention relates to a machine tool head having a measuring device for measuring the thickness of a piece to be machined with a tool, comprising a first non-contact sensor, wherein said first sensor is secured to a first support connected to a crown gear which moves via the action of a pinion moved by a motor, such that the first sensor is positioned in front of the tool according to the direction of forward movement thereof.

(57) Resumen: Cabezal de máquina herramienta con dispositivo de medida para medir el espesor de una pieza a mecanizar con una herramienta, que comprende un primer sensor sin contacto, en el que dicho primer sensor se fija a un primer soporte el cual es solidario a una corona que se mueve por acción de un piñón movido por un motor de manera que el primer sensor se sitúa por delante de la herramienta según el sentido de avance de la misma.

WO 2017/203068 A1

Figura V-1. Patente sensor WO 2017/203068 A1 [Calleja, 2016-a]

2.2 Diseño de integración del sistema de monitorización

2.2.1 Integración de los sensores en el sistema de monitorización

De cara a la integración real de la idea de la patente en una fresadora de ZAYER para poder realizar un proceso de mecanizado controlado se ha ido diseñando los diferentes elementos de integración de los sensores.

En primer lugar, se ha diseñado un conjunto en formato carro, en el que se integra un sensor EMAT en el centro de tal forma que se puede monitorizar el espesor de la pieza a mecanizar. Para garantizar la distancia mínima de medida de este sensor, el carro dispone de unas ruedas que van rodando por la superficie y tiene la capacidad de basculamiento axial de tal forma que se garantiza el contacto entre las ruedas y la pieza en todo momento. Por último, para monitorizar ese basculamiento y, por tanto, el perfil de la pieza, así como para referenciar la medición de espesor, se añade un LVDT externo (Figura V-2, en cian).

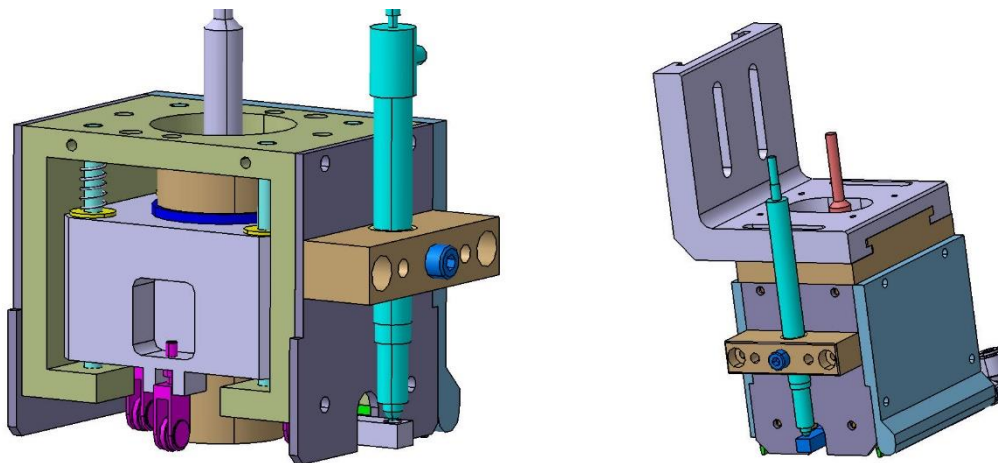


Figura V-2. Diseño del carro.

Para el movimiento relativo del carro en torno a la herramienta se ha diseñado una corona que se mueve por acción de un piñón movido por un motor de manera que los sensores puedan medir antes del mecanizado.

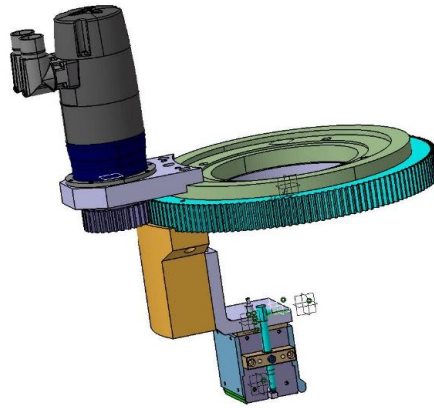


Figura V-3. Diseño de la corona de posicionamiento del carro.

Todos estos elementos se integran de forma sencilla en el cabezal para no interferir en el proceso de mecanizado.

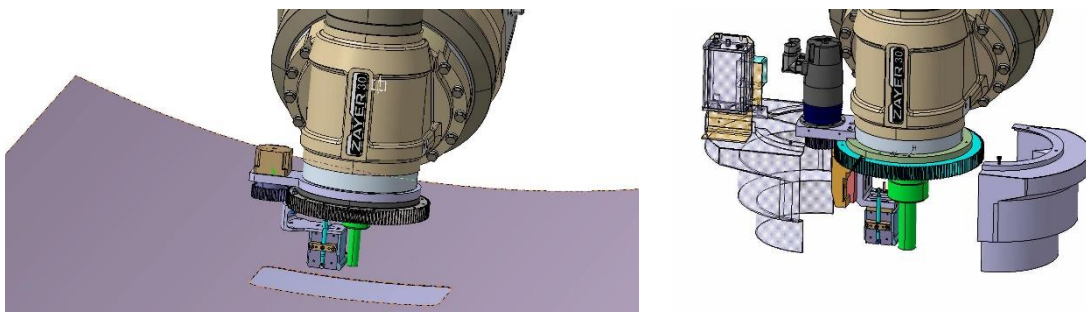


Figura V-4. Diseño de integración de los sensores.

2.2.2 Posicionamiento de los sensores delante de la herramienta

De cara a facilitar la programación de trayectorias teniendo en cuenta el eje extra del sensor, se ha realizado un simulador en Python a partir de la trayectoria de mecanizado. En este caso, la trayectoria seleccionada ha sido la de mecanizado de una caja cuadrada desde el exterior

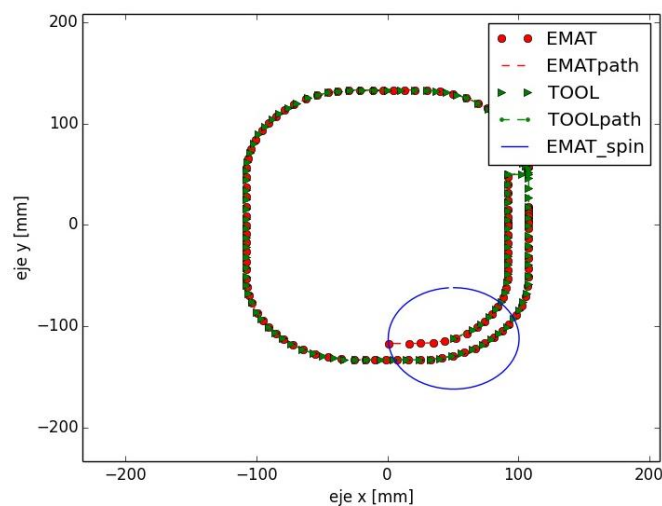


Figura V-5. Simulador de posicionamiento de carro respecto a la herramienta.

Este simulador además permite identificar los puntos en los que habría que hacer una retirada de herramienta en el caso en el que hubiera que desenrollar los cables de los sensores.

Por otro lado, de cara a visualizar la zona de pisado de cada una de las ruedas del carro, se ha realizado una implementación en el código anterior con la que se visualiza la zona mecanizada.

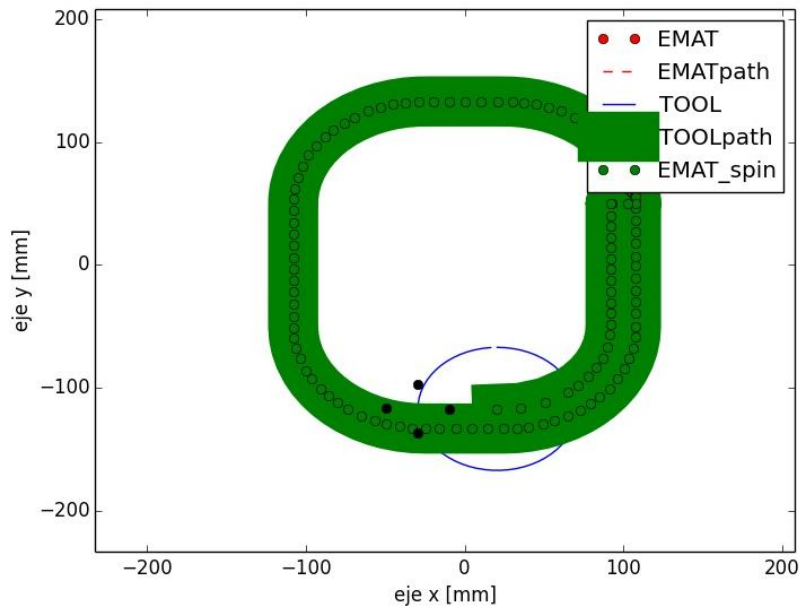


Figura V-6. Simulador de posicionamiento de las ruedas respecto a la zona ya mecanizada.

Por último, una vez validada la trayectoria y la idoneidad del posicionamiento del carro con respecto a la pieza el programa puede generar el código de máquina complementario a partir del original.

Este último paso también se puede dar con softwares comerciales los cuales posibilitan la inclusión de un eje extra a la herramienta. Este caso se da, por ejemplo, en las aplicaciones de aditivo en las que se añade material por delante de la antorcha.

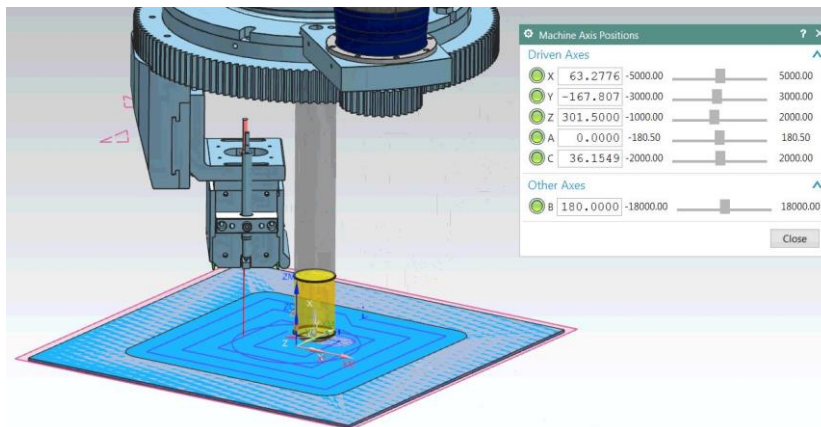


Figura V-7. Simulador de trayectoria con CATIA.

2.2.3 Tratamiento de la señal de posicionamiento de la pieza

Una vez solventado el posicionamiento de los sensores, se ha realizado un análisis inicial para cuantificar si las interferencias derivadas de la existencia de virutas pueden ser equiparables a los cambios en el espesor del elemento flexible del utillaje. En este sentido el caso seleccionado ha sido el fresado de ranuras. Los ensayos se han realizado con una herramienta esférica de diámetro 10 mm, una velocidad de corte de 75,4 m/min y un avance por filo de 0,06 mm/diente.

Para la monitorización del perfil de la pieza se ha acoplado un láser Acuity AR200 al cabezal de una máquina fresadora, de tal forma que monitoriza por delante de la herramienta en las diferentes trayectorias lineales programadas (Figura V-8). Para tener una muestra representativa, se han realizado cinco repeticiones, cubriendo varias zonas con distinto perfil de pieza y diferentes densidades de viruta. La frecuencia de adquisición en todos los ensayos ha sido de 1000 Hz.



Figura V-8. Ensayos de medición de perfil con interferencia de viruta.

A estas mediciones se les ha aplicado un filtrado en el dominio temporal basado en el cálculo de la media móvil de la señal del láser. Este filtro muestra como salida $y[n]$ el valor promedio de las M últimas muestras:

$$y[n] = \frac{1}{M} \sum_{k=0}^{M-1} x[n-k] \quad (V-1)$$

Este tipo de filtros de respuesta al impulso finito (FIR) son los más comunes en el procesamiento de señales en el espectro temporal debido a su capacidad de reducir el ruido aleatorio [Smith, 1997]. Por lo tanto, en este caso, son útiles para identificar virutas sobre el perfil de la pieza.

Así, con el objetivo de realizar un ajuste con la mayor precisión posible, se ha analizado diferentes grados de filtrado en función del número de puntos M tenidos en cuenta en el cálculo de la media móvil (Figura V-9).

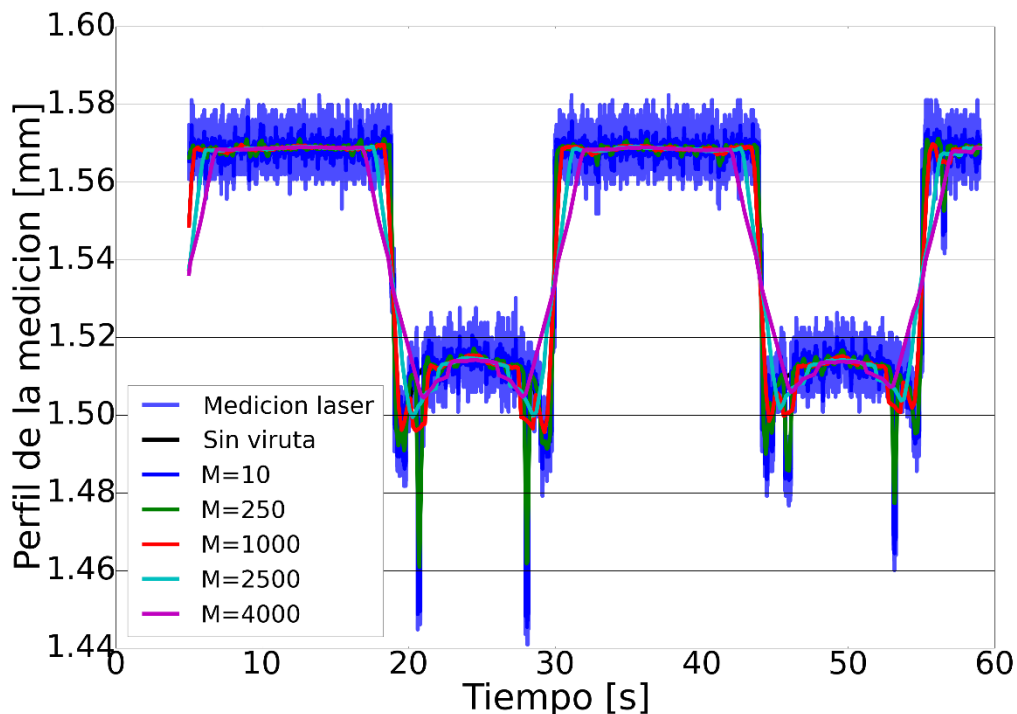


Figura V-9. Filtrado con media móvil de las interferencias por viruta.

Por último, para cada uno de los cinco ensayos, se ha comparado el error máximo entre el perfil sin viruta y la señal obtenida a través de la media móvil para los diferentes grados de filtrado (Figura V-10). A su vez, estos errores se han comparado con la tolerancia de espesor límite requerida en aplicaciones como la aeronáutica [Rubio, 2016]. El resultado muestra que para las condiciones de fresado analizadas se puede obtener, vía software, una señal filtrada con una precisión en torno a $25 \mu\text{m}$, independientemente de la existencia de viruta entre el sensor y la pieza. Por lo tanto, este método de filtrado podría proporcionar calidad suficiente como para poder aplicarlo en aplicaciones de mecanizado de alta calidad.

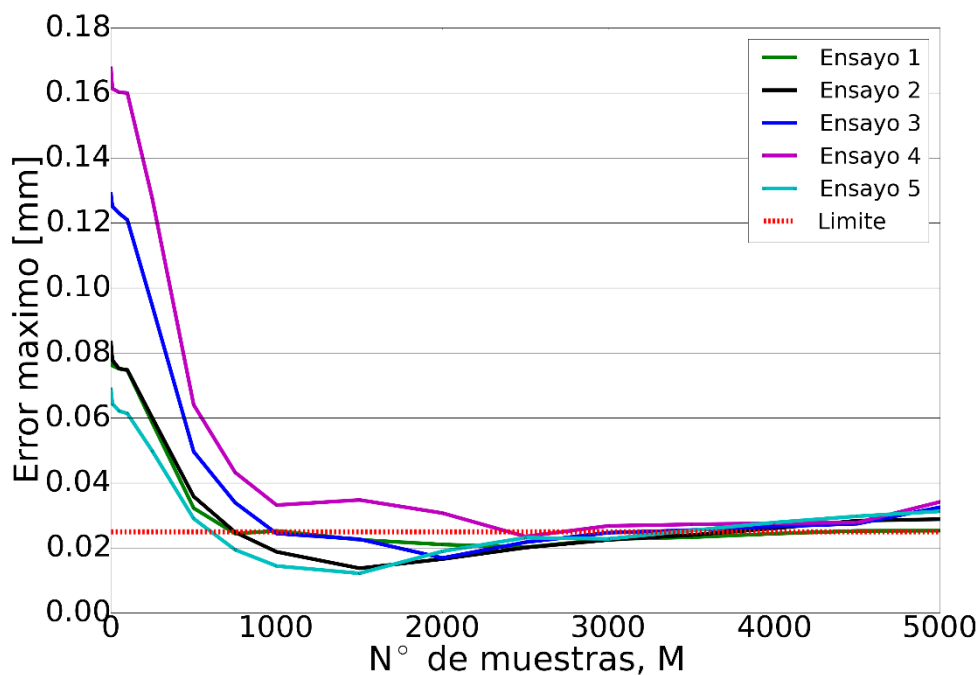


Figura V-10. Comparación de tolerancias de la señal láser.

2.3 Fabricación y puesta a punto del sistema de monitorización

Una vez validado teóricamente el concepto, se ha fabricado un prototipo de carro para validar la monitorización de la pieza durante el mecanizado. Este carro alberga el sensor EMAT para medir los espesores, así como un LVDT para medir el basculamiento axial del carro y, por tanto, para poder medir el perfil de la pieza.

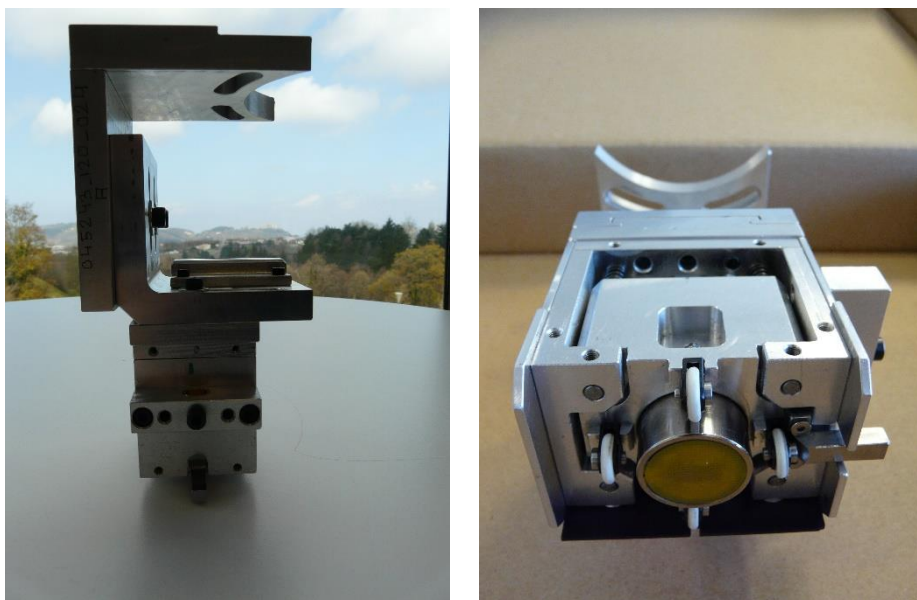


Figura V-11. Carro para medir el espesor y perfil de la pieza por delante de la herramienta de mecanizado.

La integración del sensor y las pruebas de validación se han realizado en las instalaciones de ZAYER, en una máquina TEBAS W.



Figura V-12. Máquina TEBAS W de ZAYER.

En primer lugar, se han realizado ensayos de validación del sensor EMAT para asegurar una medición fiable dentro de $\pm 50 \mu\text{m}$ en un amplio rango de espesores y distancias de entre el sensor y la pieza.

Con este objetivo se han mecanizado diferentes ranuras con una plato de $\text{Ø}32 \text{ mm}$ y cuatro dientes a diferentes profundidades: 200, 400 y 600 μm de profundidad. Este rango se ha definido basándose en la distancia máxima para garantizar una correcta medición con el equipo EMAT, la cual se sitúan entre 1 y 2 mm. Dado que las ruedas del carro ya distancian por defecto 1 mm el sensor y la pieza, las distancias entre el sensor y la pieza se calculan sumando ese milímetro al espesor mecanizado en cada caso. En la siguiente imagen se pueden observar los espesores resultantes en las distintas zonas de las ranuras mecanizadas.

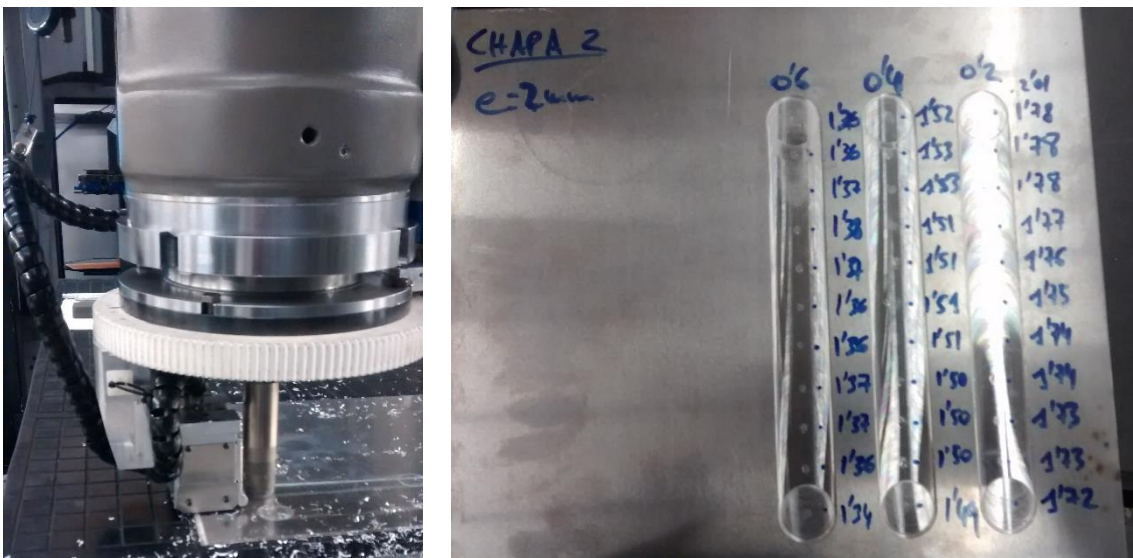


Figura V-13. Ensayos de medición de espesor con el cabezal en movimiento.

En los tres casos las mediciones se han realizado correctamente y con el rango de precisión del sensor EMAT.

Por otro lado, se ha analizado el ajuste de trayectoria en base a la medición del perfil por parte del LVDT integrado en el carro. La señal del sensor se ha sincronizado con la máquina a través del protocolo de comunicación Profinet.

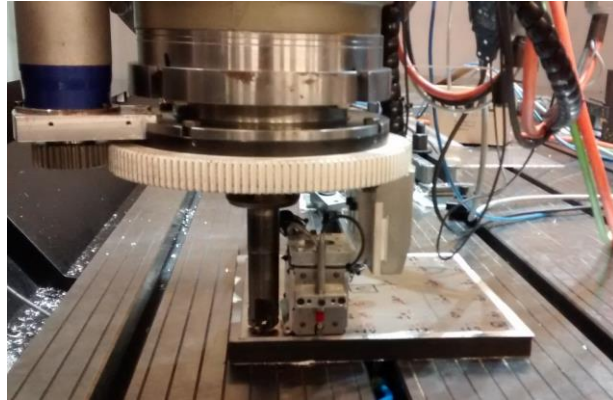


Figura V-14. Ensayos de ajuste online de trayectoria.

Así, monitorizando el desplazamiento del carro a través del LVDT y sincronizándolo con el posicionamiento de la herramienta, se han realizado pruebas de ajuste de la posición en Z de la herramienta de forma on-line. En dichos ensayos con la misma herramienta empleada en los ranurados anteriores, se ha definido una profundidad de pasada de 0,6 mm a una velocidad de avance de 1000 mm/min. La señal se ha tratado con media móvil de la misma forma que el análisis de filtrado de la viruta del subpartado anterior.

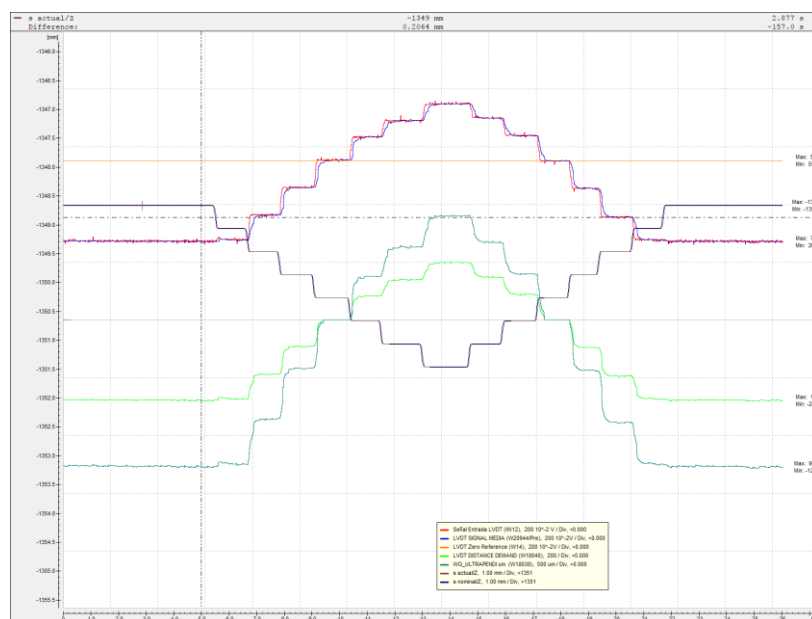


Figura V-15. Señal de ajuste de la posición en z de la herramienta en base a desplazamiento registrado por el LVDT.

El resultado muestra que esta aplicación es factible, aunque presenta un acabado insuficiente debido a las correcciones de posicionamiento. Estos defectos se deben principalmente a cambios bruscos en las mediciones derivados del cambio de rueda de apoyo efectiva que define el perfil de la pieza. Este cambio de rueda se debe a una combinación de una cierta holgura del carro junto con la variación de espesor de la pieza. Además, se ha verificado que la fuerza del muelle del carro puede producir una compresión no deseada del utillaje flexible y por tanto un error de acabado.

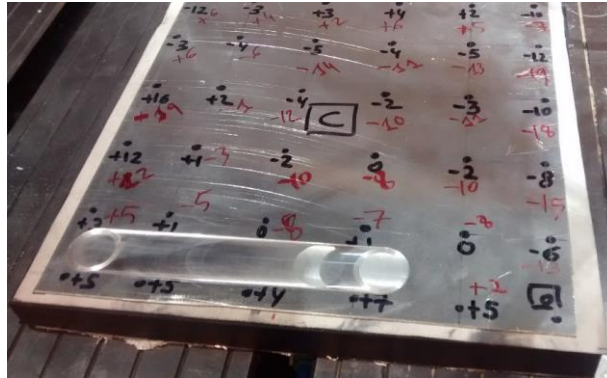


Figura V-16. Ranurado con ajuste on-line de trayectoria en función de la medición del perfil de la pieza.

Dados estos resultados, por un lado, se valida que con la monitorización por delante de la herramienta es posible actuar sobre la posición axial de la herramienta para poder ajustar la trayectoria a la posición deseada.

Sin embargo, se ha visto también que la monitorización de la pieza tiene que ser puntual y no puede depender de varias zonas de apoyo (las ruedas), dado que hay un alto grado de incertidumbre que en ciertos casos puede llevar a resultados fuera de tolerancias.

Como alternativa se propone la simplificación del amarre del EMAT (Figura V-17), y complementarlo con un sensor tipo láser por delante del mismo. De esta forma el sensor puede medir el perfil de la pieza a la par que el EMAT puede medir su espesor.

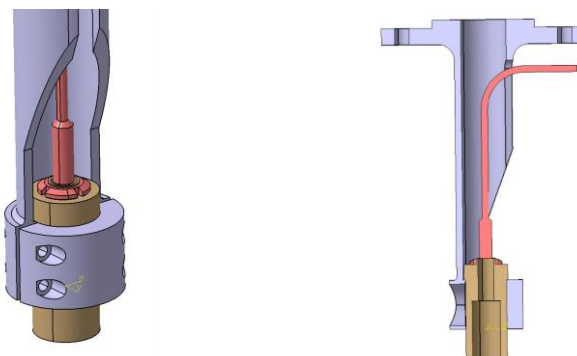


Figura V-17. Diseño simplificado amarre sensor EMAT.

3 Adaptación del elastómero a geometrías complejas

En el capítulo III se ha caracterizado el comportamiento de utillajes “idiomorfos” planos frente a diferentes parámetros del mecanizado. Sin embargo, una de las principales propiedades de estos utillajes flexibles es la capacidad de adaptarse a diferentes geometrías dadas sus propiedades de elasticidad. En esta línea, se han desarrollado dos conceptos de utillaje que podrían dar respuesta al amarre de geometrías curvas, como las existentes en el sector aeronáutico.

3.1 Utillaje pasivo para simple curvatura

En primer lugar, se ha patentado la idea de un utillaje pasivo con el que poder dar forma a la lámina de elastómero y así poder amarrar piezas planas y de simple curvatura. En esta patente desarrollada en colaboración con la empresa ZAYER y de la que el doctorando también es coinventor, se utiliza la propia máquina para colocar una serie de travesaños donde amarrar la lámina de elastómero, la cual actúa como mesa de vacío.

Por lo tanto, la patente reclama la invención un utillaje para el mecanizado de piezas con curvatura que permite adaptarse a dicha curvatura, aporte un amarre continuo, siendo una solución de bajo coste con respecto a las soluciones existentes, que comprende un soporte que adopta dicha curvatura, dicho soporte dispuesto sobre al menos dos apoyos comprende al menos una primera plancha de un material semiflexible sobre la que se deposita la pieza a mecanizar, no poroso e impermeable al aire, caracterizado por que el material semiflexible es de dureza mayor a 40 Shore A, módulo de Young superior a 3 MPa y tensión de rotura superior a 0,75 N/mm², la distancia entre apoyos igual o menor a 175 mm, de manera que el soporte no se deforma bajo los esfuerzos de mecanizado y mantiene su adaptación a la curvatura [Calleja, 2016-b].

(12) SOLICITUD INTERNACIONAL PUBLICADA EN VIRTUD DEL TRATADO DE COOPERACIÓN EN MATERIA DE PATENTES (PCT)

(19) Organización Mundial de la
Propiedad Intelectual
Oficina internacional



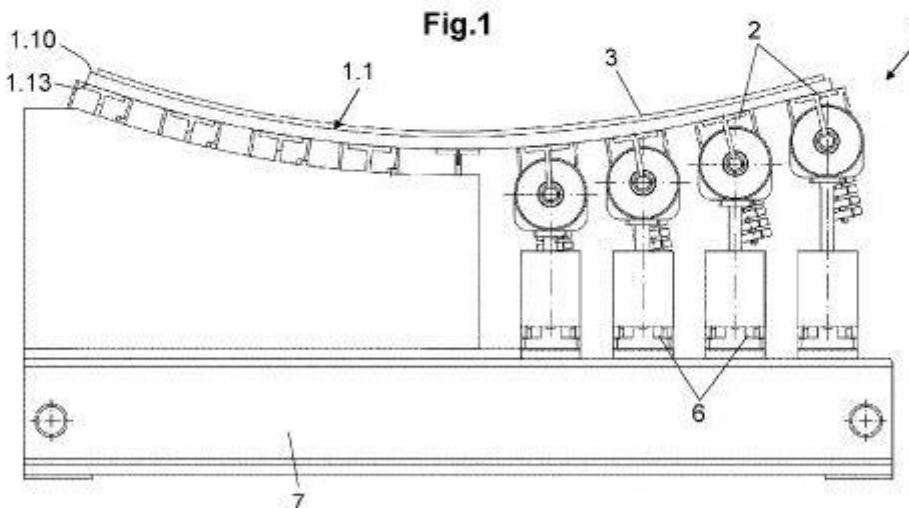
(10) Número de publicación internacional
WO 2017/203067 A1

(43) Fecha de publicación internacional
30 de noviembre de 2017 (30.11.2017) **WIPO | PCT**

- (51) Clasificación internacional de patentes:
B23Q 1/03 (2006.01) *B25B 11/00* (2006.01)
- (21) Número de la solicitud internacional:
PCT/ES2016/070393
- (22) Fecha de presentación internacional:
25 de mayo de 2016 (25.05.2016)
- (25) Idioma de presentación: español
- (26) Idioma de publicación: español
- (71) Solicitante: **ZAYER, S.A.** [ES/ES]; C/ Portal de Bergara, 7 - Pol. Ind. Betoño, 01013 Vitoria-Gasteiz (Álava) (ES).
- (72) Inventores: **CALLEJA MARTÍNEZ, Luis**; C/ Portal de Bergara, 7 - Pol. Ind. Betoño, 01013 Vitoria-Gasteiz (Álava) (ES). **ORIVE DE DIEGO, Javier**; C/ Portal de Bergara, 7 - Pol. Ind. Betoño, 01013 Vitoria-Gasteiz (Álava) (ES).
- (74) Mandatario: **CAPITÁN GARCÍA, Nuria**; Felipe IV, 10, 28014 Madrid (ES).
- (81) Estados designados (a menos que se indique otra cosa, para toda clase de protección nacional admisible): AE, AG, AL, AM, AO, AT, AU, AZ, BA, BB, BG, BH, BN, BR, BW, BY, BZ, CA, CH, CL, CN, CO, CR, CU, CZ, DE, DK, DM, DO, DZ, EC, EE, EG, ES, FI, GB, GD, GE, GH, GM, GT, HN, HR, HU, ID, IL, IN, IR, IS, JP, KE, KG, KN, KP, KR, KZ, LA, LC, LK, LR, LS, LU, LY, MA, MD, ME, MG, MK, MN, MW, MX, MY, MZ, NA, NG, NI, NO, NZ, OM, PA, PE, PG, PH, PL, PT, QA, RO, RS, RU, RW, SA, SC, SD,

(54) Title: EQUIPMENT FOR MACHINING CURVED PIECES

(54) Título: UTILLAJE PARA EL MECANIZADO DE PIEZAS CON CURVATURA



(57) Abstract: The invention relates to equipment for machining curved pieces, which can be adapted to said curvature, provided with a continuous securing means and providing a low-cost solution in relation to the existing solutions, comprising a bracket that adopts said curvature, with said bracket being disposed on at least two supports and comprising at least one first sheet of a semi-flexible, porous and air-impermeable material on which the piece to be machined is deposited, characterised in that the semi-flexible material has a hardness greater than 40 Shore A, a Young's modulus greater than 3 MPa and a breaking strain greater than 0.75 N/mm² and wherein the distance between supports is less than or equal to 175mm, such that the bracket is not deformed under the

Figura V-18. Patente utillaje flexible pasivo para simple curvatura WO 2017/203067 A1 [Calleja, 2016-b]

En base a este concepto se ha diseñado y fabricado, en colaboración con ZAYER, un utillaje de 1,4x2 m. La lámina de elastómero es de 20 mm de

espesor, mientras que las zonas de vacío se han compartimentado en base a la zona de vacío utilizada en el utillaje estudiado en esta tesis.

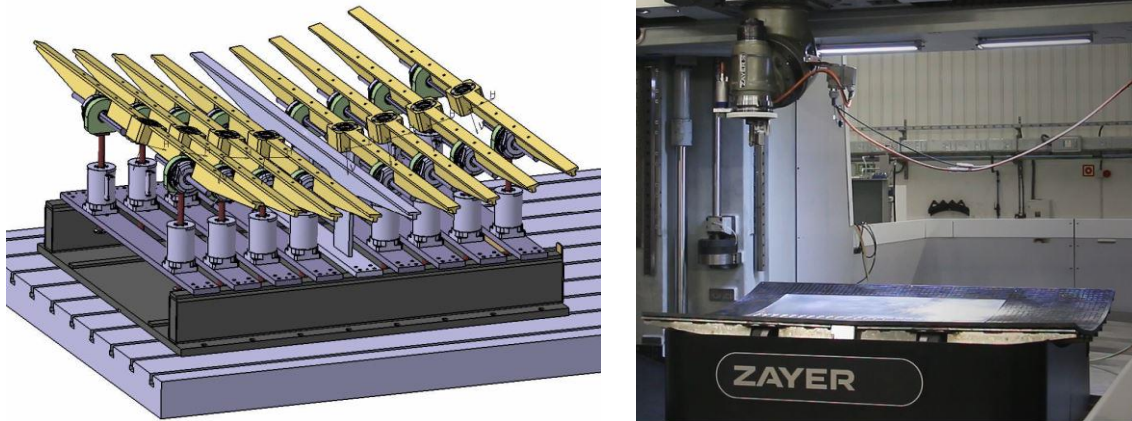


Figura V-19. Diseño y montaje final del utillaje flexible pasivo para simple curvatura integrado en máquina.

La colocación de los diferentes travesaños los realiza la propia máquina a través de una herramienta de amarre tipo punto cero neumático de la marca Schunk. La posición en altura de cada travesaño se bloquea mediante dos frenos neumáticos, mientras que el giro se bloquea mediante dos frenos eléctricos.

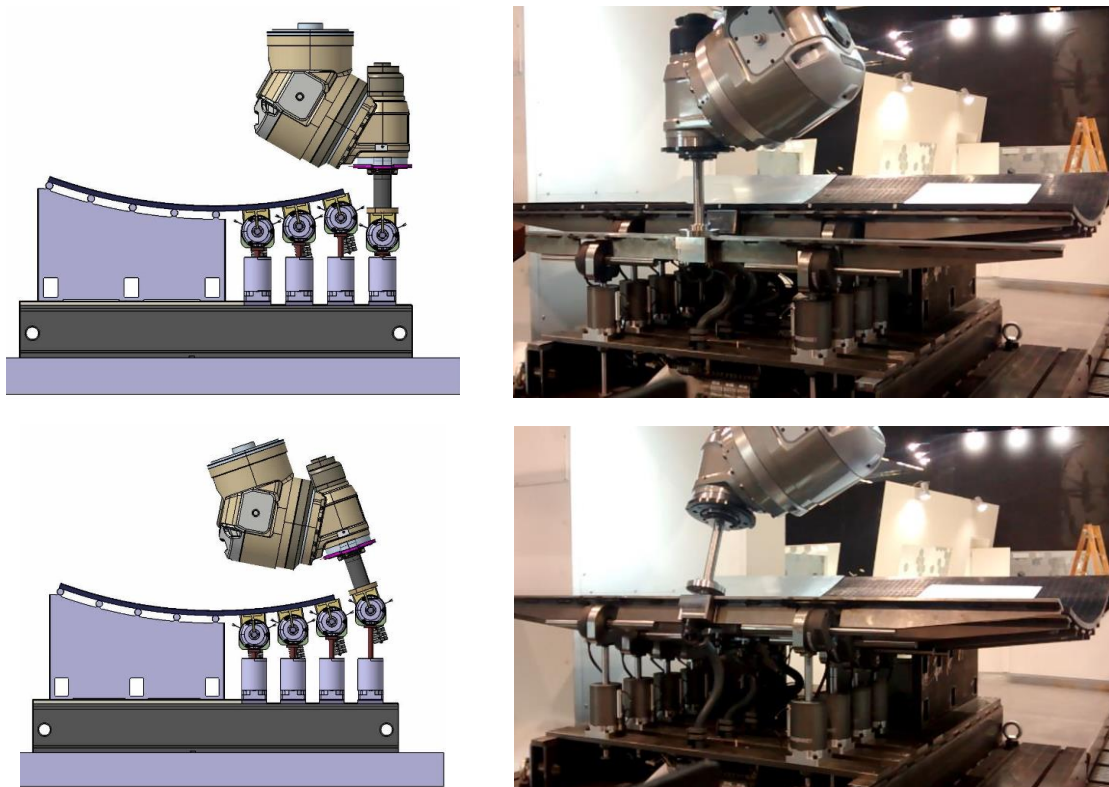


Figura V-20. Puesta a punto de la posición de un travesaño por parte de la máquina desde la posición inicial (imágenes superiores) hasta su posición final (imágenes inferiores) donde se bloquea.

Con una configuración curva del 10% en relación entre la cuerda y la profundidad, se ha programado y mecanizado una cajera en una chapa de 2 mm de espesor y 150x250 mm de amplitud, para validar la estabilidad del utillaje frente a los esfuerzos de fresado. La herramienta seleccionada ha sido un plato de $\text{Ø}32$ mm y la trayectoria se ha programado siguiendo el contorno de la cajera desde el interior al exterior con una pasada lateral de 24 mm y una profundidad de mecanizado de 1 mm. La pieza seleccionada es plana y se le ha forzado a adaptarse a la geometría del utillaje, sin sobrepasar su límite elástico.



Figura V-21. Pruebas de fresado sobre el utillaje flexible pasivo con configuración de simple curvatura.

Al no haberse realizado un planeado de los travesaños con respecto a la máquina y dado que no se ha utilizado control de posición de la herramienta, el espesor mecanizado ha variado entre 0,5 y 1,5 mm. Sin embargo, esta tolerancia se puede mejorar con la implementación del sistema de monitorización antes presentado.

Por otro lado, a pesar del error de profundidad el mecanizado se ha podido realizar con normalidad y manteniendo una rugosidad por debajo de $1,6 \mu\text{m}$, por lo que se ha podido validar el correcto amarre de la pieza, .

3.2 Utillaje activo para geometrías complejas

Dado que el utillaje pasivo para curvaturas simples está limitado a poder trabajar con geometrías tubulares y dado que en industrias como la aeronáutica las piezas adquieren formas más complejas, se ha desarrollado una idea conceptual de utillaje activo de bajo coste, basado en el uso de materiales elásticos y capaz de adaptarse a curvaturas planas, simples y de doble curvatura [Rubio Mateos, 2018]. Esta idea se ha patentado, con el doctorando como inventor principal, y su publicación se conocerá a finales de 2020.

 MINISTERIO DE INDUSTRIA, ENERGIA Y TURISMO		 Oficina Española de Patentes y Marcas	
Acknowledgement of receipt			
We hereby acknowledge receipt of your request for grant of a European patent as follows:			
Submission number	300300627		
Application number	EP18382965.4		
File No. to be used for priority declarations	EP18382965		
Date of receipt	20 December 2018		
Your reference	P184884EP		
Applicant	FUNDACIÓN TECNALIA RESEARCH & INNOVATION		
Country	ES		
Title	SYSTEM FOR SUPPORTING WORKPIECES		
Documents submitted	package-data.xml application-body.xml OLF-ARCHIVE.zip\P184884EP-draw-draft_1-(OK_MS)-FINAL1.zip SPECEPO-2.pdf\P184884EP-draw-draft_1-(OK_MS)-FINAL1.pdf (10 p.) f1002-1.pdf (2 p.)	ep-request.xml ep-request.pdf (5 p.) SPECEPO-1.pdf\P184884EP-spec-draft_3-(clean_and_complete)-FINAL.pdf (18 p.) OTHER-1.pdfStatement 706 IB ES.pdf (1 p.)	
Submitted by	CN=Manuel Barrero 34075		
Method of submission	Online		
Date and time receipt generated	20 December 2018, 20:50:09 (CET)		
Official Digest of Submission	8F:FD:02:EF:F3:67:E9:E2:BF:8C:68:17:49:DB:55:7A:A7:5F:77:39		

Figura V-22. Presentación patente EP18382965.4

Form 1002 - 1: Public inventor(s)

Designation of inventor

User reference: P184884EP
 Application No:

Public

Inventor	<p>Name: <u>Rubio Mateos, Mr. Antonio</u> Company: FUNDACIÓN TECNALIA RESEARCH & INNOVATION Address: Parque Científico y Tecnológico de Gipuzkoa Mikeletegi Pasealekua, 2 20009 San Sebastián - Guipúzcoa Spain</p> <p>The applicant has acquired the right to the European patent:</p>	As employer
Inventor	<p>Name: Rivero Rastrero, Ms. Asun Company: FUNDACIÓN TECNALIA RESEARCH & INNOVATION Address: Parque Científico y Tecnológico de Gipuzkoa Mikeletegi Pasealekua, 2 20009 San Sebastián - Guipúzcoa Spain</p> <p>The applicant has acquired the right to the European patent:</p>	As employer
Inventor	<p>Name: Apaolaza Arroyo, Ms. Arantxa Company: FUNDACIÓN TECNALIA RESEARCH & INNOVATION Address: Parque Científico y Tecnológico de Gipuzkoa Mikeletegi Pasealekua, 2 20009 San Sebastián - Guipúzcoa Spain</p> <p>The applicant has acquired the right to the European patent:</p>	As employer

Signature(s)

Place: MADRID
 Date: 20 December 2018
 Signed by: /M.STIEBE/
 Association: BALDER IP Law, S.L.
 Representative name: Lars Magnus STIEBE

Figura V-23. Inventores de patente EP18382965.4

Por tanto, la patente reclama la invención de un sistema de amarre de piezas que incluye una base y una pluralidad de soportes, donde cada soporte incluye una placa y los medios para posicionarla con respecto a la base. Por lo menos en algunos de los soportes, los medios para posicionar la placa incluyen al menos tres miembros extensibles controlables que definen la posición e inclinación de la placa en relación con la base.

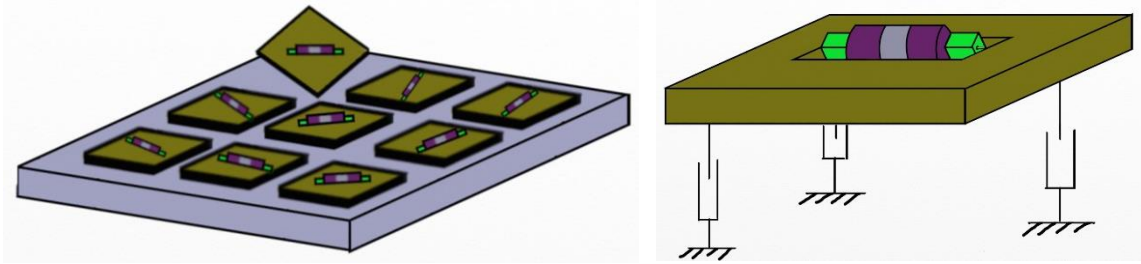


Figura V-24. Diseño de concepto de pluralidad de soportes (izda.) y detalle de uno de ellos (dcha.).

Cada uno de estos soportes definiría su posición y orientación mediante elementos neumáticos de bajo coste como son un elemento hinchable que subiría la placa y al menos tres amortiguadores neumáticos que bloquearían la posición en tres puntos definiendo el plano de apoyo.

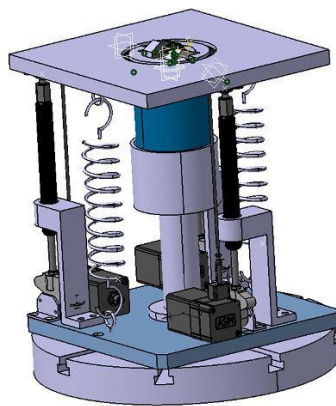


Figura V-25. Diseño detalle de uno de los soportes.

Para no tener que retirar la lámina de elastómero cada vez que se reorientan los soportes, se añade en el centro de la placa un rodillo que, mediante velcro o similar, mantiene unida la lámina flexible en todo momento. Además, es el propio elemento hinchable el que bloquearía este rodillo llegada la posición objetivo, por lo que se optimizaría la complejidad del sistema de apoyo.

Por otro lado, dadas la incapacidad de adaptar una lámina plana a una de doble curvatura sin que se formen arrugas, se ha presentado la posibilidad de diseñar las láminas flexibles teniendo en cuenta el concepto *Kirigami*. Este término que deriva de las palabras japonesas *kiri*, que significa 'cortar', y *gami*, 'papel' hace referencia al arte del papel recortado, así como el *Origami*, lo es del papel plegado. Este concepto de alcanzar geometrías complejas a través de recortes en piezas planas ya se emplea en ciertas aplicaciones en las que, por ejemplo, un vendaje se tiene que adaptar a ciertas zonas corporales [Xue, 2017].

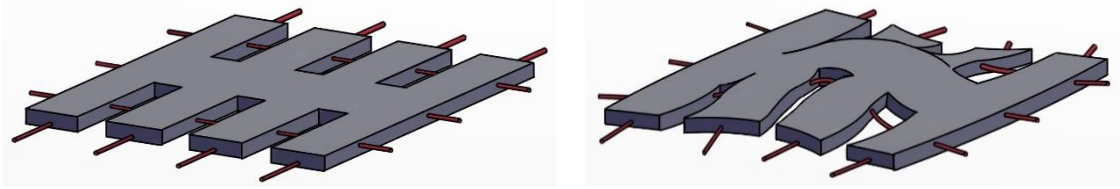


Figura V-26. Concepto Kirigami reforzado con rigidizadores.

En este caso, además de adaptarse a la geometría requerida, es necesario dotar a la lámina de mayor rigidez para soportar los esfuerzos del proceso de mecanizado y para mantener una forma acorde con la forma de la pieza que se tiene que amarrar. En este sentido, la patente propone combinar la lámina flexible con diversas capas que refuercen la rigidez de la lámina flexible en las zonas en voladizo.

En base a ese concepto se ha diseñado y fabricado un utillaje “idiomorfo” flexible capaz de adaptarse a curvaturas complejas sin aparición de dobleces, garantizando así una superficie de amarre idónea para el amarre. El *Kirigami* original seleccionado como referencia ha sido el de una esfera.

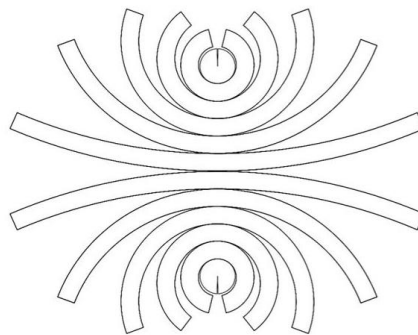


Figura V-27. Kirigami de una esfera

En base a esta geometría, se ha diseñado y fabricado un utillaje de 300x300 mm y de espesor 6 mm. En base a los resultados obtenidos en el Capítulo IV, dado que el compuesto que garantiza un mejor amarre es el NBR65, se ha seleccionado este para la fabricación del Kirigami.

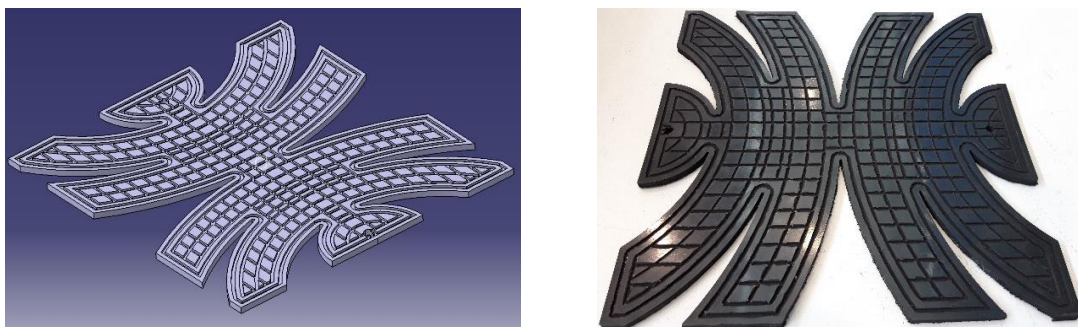


Figura V-28. Diseño de utillaje “idiomorfo” con geometría de Kirigami adaptada.

Por último, en la patente, se ha añadido la posibilidad de monitorizar mediante tecnologías de visión de cara a facilitar la puesta a punto geométrica de este tipo de geometrías complejas.

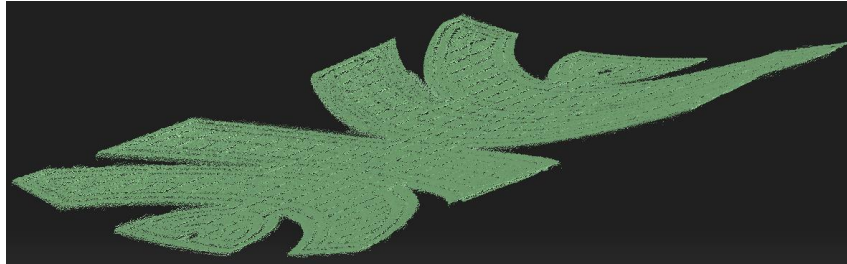


Figura V-29. Monitorización utillaje mediante visión.

De esta forma se podría comparar la medición directamente con el CAD original de la pieza, y así poder llegar a adaptar la trayectoria de la herramienta en el CAM. La medición realizada con el equipo presentado en el Capítulo III ha garantizado una precisión dentro de los 100 μm .

4 Pautas de utilización de las láminas de elastómero como utillajes flexibles

Dado que el diseño original de las láminas de elastómero seleccionadas no fue originariamente concebido para esta aplicación, se considera adecuada la definición de una serie de pautas para la optimización de sus capacidades como utillaje flexible. Por otro lado, se espera que estas pautas sirvan de orientación para la definición de experimentos de tal forma que se centren de forma más concreta en efectos que repercutan en la calidad del mecanizado. Además, estas pautas servirán también para el diseño de compuestos que optimicen los resultados para cada aplicación. Así, las principales pautas son:

4.1 Selección del elastómero

En primer lugar, los resultados de esta tesis muestran que no hay un compuesto óptimo que cubra todas las aplicaciones, por lo que habrá que estudiar cada caso para la selección del tipo de elastómero a emplear, siendo los principales parámetros a definir su composición, espesor y planitud.

4.1.1 Composición

Por ejemplo, en el caso en el que el correcto amarre de la pieza está garantizado, es más adecuado utilizar elastómeros con durezas más elevadas, dado que se podrá llevar el mecanizado a unas condiciones similares a las obtenidas con un amarre rígido de la pieza, pero con la ventaja de una mayor capacidad de amortiguamiento.

Se puede considerar condiciones de amarre favorable cuando se dispone de un área de apoyo de la pieza sobre el utillaje flexible reducido o bien cuando los esfuerzos de mecanizado axiales son lo suficientemente significativos como para propiciar una buena unión por vacío entre la pieza y el utillaje flexible (Capítulo IV, Apartado 3).

Por otro lado, un compuesto más blando facilita un mejor amarre, independientemente de la rigidez, forma y tamaño del utillaje flexible. Además, tiene una capacidad mayor de amortiguamiento frente a vibraciones por chatter. Sin embargo, al ser más sensible a los esfuerzos del proceso, las vibraciones forzadas transmitidas por la herramienta pueden provocar una mayor rugosidad (Capítulo IV, Apartado 3).

En cuanto al rango de temperatura del compuesto, se ha demostrado (Capítulo III, Apartado 5) que los valores estándar disponibles son suficientes para que el elastómero no se deteriore en la mayoría de las aplicaciones. Para que este factor tuviera influencia los espesores resultantes de la pieza deberían estar por debajo de los 0,4 mm, en combinación con mecanizados agresivos a velocidades de avance menores a 400 mm/min.

4.1.2 Espesor

El espesor de la lámina de elastómero está intrínsecamente relacionado con su propia tolerancia y con la rigidez frente a un sistema de apoyo en voladizo.

Por un lado, según los suministradores de este tipo de materiales, en un rollo de elastómero de 1,4x5 m la tolerancia de espesor ronda el 10% de su espesor. Por lo tanto, un menor espesor lleva a una variabilidad menor en el perfil de la lámina de elastómero. De la misma forma, reducir las dimensiones del utillaje también permite esta tolerancia.

Sin embargo, en soluciones en el que el utillaje flexible no se apoya sobre un soporte continuo, se producen zonas de voladizo en los que láminas de elastómero con poco espesor carecen de la rigidez suficiente para proporcionar un apoyo estable. En esos casos, un mayor espesor o la combinación de varias láminas flexibles podría solucionar esta carencia.

4.1.3 Planitud

Este tipo de materiales se suministra por defecto en rollos de hasta 1,5x5 m los cuales acumulan una curvatura predefinida por su proceso de fabricación y por su almacenamiento. Además, estas deformaciones son más importantes en láminas de mayor espesor.

Sin embargo, es posible realizar un tratamiento de aplicación combinada de presión y temperatura para reducir estos vicios del material y poder disponer de láminas más planas. Sin embargo, las prensas para poder hacer este tratamiento tienen dimensiones inferiores a las del rollo originario, por lo que sólo se puede aplicar en láminas de hasta 1 m de ancho.

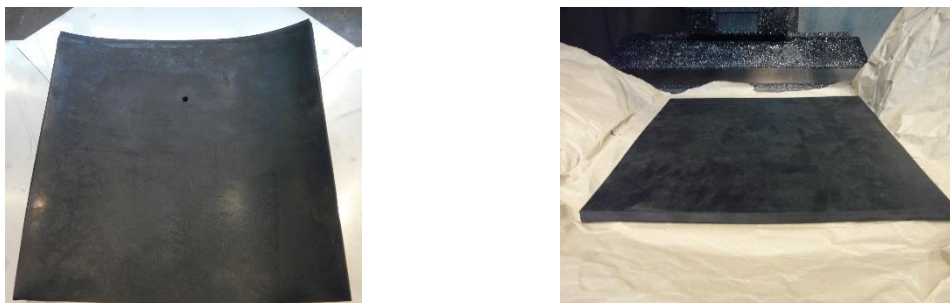


Figura V-30. Lámina de elastómero en estado de recepción original (izda.), y con tratamiento de planeado (dcha.)

Este efecto es importante tenerlo en cuenta en función de la aplicación y del tipo de amarre que se le dará a la lámina de elastómero con el resto del utillaje o sobre la mesa de la máquina.

4.2 Mecanizado de la lámina de elastómero

4.2.1 Mecanizado de ranuras

En el apartado (Capítulo III, Apartado 3) ya se identificaron las condiciones adecuadas del mecanizado del elastómero para disponer un utillaje de calidad. La profundidad de las ranuras se puede optimizar en función del espesor original de la lámina, o lo que es lo mismo la tolerancia de perfil. El objetivo es garantizar un amarre suficiente en toda la superficie del utillaje.



Figura V-31. Mecanizado de ranuras con una profundidad de 0,1 mm (izda.), 0,3 mm (centro) y 1mm (dcha.).

4.2.2 Planeado

Dada la diferencia de tolerancia de espesor de este tipo de elastómeros con las demandadas en la industria, como en el sector aeronáutico, es plausible pensar en realizar una etapa de planeado.



Figura V-32. Planeado de la lámina de elastómero

Sin embargo, se producen dos efectos contraproducentes en esta acción. Por un lado, se pierde la capa superior de la lámina de elastómero la cual tiene una capacidad adherente y de estanqueidad que la superficie resultante del planeado. Por lo tanto, de hacerse este planeado, se debería realizar por el lado opuesto a la de la aplicación de vacío.

Por otro lado, precisamente por la amplia tolerancia de espesor, las diferentes pasadas de planeado mecanizan diferentes profundidades. En un material tan sensible a su mecanizado, esto lleva a disponer de una superficie con saltos y que no favorece un apoyo uniforme.

Por lo tanto, se desaconseja utilizar este tipo de solución y se sugiere optar por utilizar un control de monitorización de proceso o seleccionar alguna de las medidas antes mencionadas para reducir estas tolerancias.

4.3 Amarre de la pieza

Como se ha comentado el amarre de la pieza es crítico para mantener un mecanizado estable y con unas vibraciones controladas.

El disponer de piezas de tamaño reducido implica la utilización de marcos que reduzcan las pérdidas de vacío y que garanticen un amarre idóneo de la pieza.

En el caso en el que la pieza sea de mayores dimensiones a las del utillaje y de que no haya que realizar mecanizados pasantes, se recomienda no utilizar ningún tipo de elemento poroso de sacrificio, ya que se aprovecharan mejor las propiedades de estanqueidad de los compuestos NBR y se garantizará un mejor amarre y por tanto un mecanizado más estable.

4.4 Selección tipo de apoyo y amarre

El tipo de apoyo vendrá definido por la aplicación en función de si se orienta al mecanizado de piezas planas, o si se integra en utillajes reconfigurables.

Para el amarre, con estos apoyos se pueden optar por diferentes soluciones. Por un lado, en el caso en el que el utillaje flexible se vaya a mantener fijo en

una posición durante un periodo significativo de tiempo se puede optar por la solución de adhesivos de doble cara, como las utilizadas en los ensayos de esta tesis.

Sin embargo, en las soluciones en las que se van a implementar este tipo de láminas de elastómeros en soluciones flexibles se puede optar por otras opciones que permitan un su fácil acoplamiento. Entre estas opciones se encuentran:

- Soluciones tipo velcro: Utilizar soluciones de velcro industrial.
- Soluciones de vacío: Bien con copas de vacío en utillajes de actuadores lineales o aprovechando la capacidad de estanqueidad del propio compuesto flexible.
- Otras soluciones: Magnéticas o resinas de curado rápido

En cualquier caso, es deseable que el amarre sea lo más amplio posible y que no quede limitado a unos ciertos puntos. Así, la unión por amarre tipo perno queda descartada ya que, además de ser un amarre local, provoca una deformación no deseada en el utillaje que repercute tanto en el amarre por vacío, así como en la calidad de la pieza.

4.5 Condiciones de mecanizado

El análisis del efecto del mecanizado en el rango de trabajo de esta tesis se ha realizado en el Capítulo IV. Sin embargo, como resumen de las ideas obtenidas para ese rango de trabajo:

- Para las condiciones estudiadas no se han identificado límites en las condiciones de fresado como para no cumplir con los requisitos de la industria aeronáutica.
- Aumentar las velocidades de corte es positivo ya que permiten aumentar la tasa de arranque de material, manteniendo las fuerzas del proceso, además de aumentar la profundidad de corte sin efecto de chatter.
- Aumentar la velocidad de avance también es positivo ya que, además de proteger más térmicamente el utillaje, lleva a aumentar el módulo elástico de los elastómeros, en especial de los blandos, y a reducir el efecto de las vibraciones forzadas derivadas del corte.
- El comportamiento reológico de los dos compuestos se iguala para velocidades de avance de la herramienta mayores a 800 mm/min.
- La profundidad de corte tiene un efecto diferente en función del sistema. Si se dispone de un sistema en el que las vibraciones son muy

dependientes de las vibraciones forzadas, como pueden ser una zona de apoyo reducida sobre el elastómero o amarre adecuado inalcanzable, se recomienda mantener profundidades de corte reducidas. Por el contrario, si se dispone de un sistema en el que el amarre adecuado es alcanzable mediante la aplicación de una fuerza axial mayor, se recomienda ampliar la profundidad de corte.

- Aumentar el tamaño de la herramienta, aunque no se ha estudiado en esta tesis, llevará a una calidad de pieza mejor, ya que se dispondrá de una mayor zona de apoyo del utillaje flexible unido a unas fuerzas axiales mayores que favorecerán el correcto amarre de la pieza. En algunos casos, como contramedida, es posible que haya acompañar el aumento del diámetro de la herramienta con la selección de un compuesto más duro para que las vibraciones forzadas no lleven a rugosidades fuera de tolerancia.

CAPÍTULO VI

CAPÍTULO VI: CONCLUSIONES Y LÍNEAS FUTURAS DEL TRABAJO

1 Conclusiones

El presente Trabajo de Tesis Doctoral en primer lugar ha presentado una revisión del estado del arte de la fabricación de pieles aeronáuticas, de diferentes soluciones para la caracterización y reducción de vibraciones en el proceso de fresado, así como de la adaptación de las trayectorias de mecanizado en base a la monitorización de la pieza y el proceso. A continuación, se ha diseñado, fabricado y validado un utillaje de vacío basado en elastómeros. Este concepto de utillaje se ha caracterizado en cuanto a su comportamiento frente a la aplicación de esfuerzos axiales, a su transmisión térmica y bajo la influencia del proceso de fresado, tanto para piezas de alta como de baja rigidez. Finalmente se han presentado diferentes soluciones, las cuales se han patentado, para la implementación de este desarrollo a nivel industrial y, más concretamente, en la industria aeronáutica.

De este modo, las principales aportaciones del presente trabajo de investigación pueden ser resumidas en los siguientes puntos:

1. Se ha propuesto una nueva clasificación de utillajes de vacío en función de las capacidades geométricas de los utillajes de vacío, acuñando los términos utillaje “monomorfo”, “polimorfo”, “ortomorfo” e “idiomorfo”.
2. Se ha ideado, diseñado, fabricado y puesto a punto un utillaje flexible basado en la utilización de láminas de elastómeros, capaces de amarrar por vacío piezas con diferentes contornos.
3. Se ha caracterizado el comportamiento del utillaje frente a los procesos de mecanizado más característicos de la fabricación de pieles aeronáuticas.
4. Se ha validado un modelo de fuerzas para ranurado con herramienta tórica en una aplicación de acabado de suelos.
5. Se ha desarrollado un modelo térmico para garantizar la integridad térmica de la lámina de elastómero frente a la temperatura generada en la zona de corte.
6. Se ha presentado y validado un modelo de rugosidad para identificar las diferentes fuentes de generación del perfil de rugosidad.
7. Se ha patentado una solución de utillaje flexible pasivo configurable por la propia máquina viable para piezas planas y de simple curvatura.

8. Se ha patentado una solución de monitorización on-line del posicionamiento y/o espesor de la pieza para poder corregir la trayectoria de la herramienta y garantizar las tolerancias exigidas.
9. Se ha validado la monitorización del perfil de la pieza con sensor láser teniendo en cuenta las interferencias producidas por la viruta del proceso.
10. Se ha patentado una solución de utillaje flexible activo de bajo coste capaz de amarrar piezas planas, de simple y de doble curvatura.

2 Líneas futuras

El presente desarrollo ha abierto nuevas líneas de trabajo para futuros trabajos de investigación en el ámbito de los utillajes flexibles, entre las que caben destacar los siguientes puntos:

1. Desarrollo de modelo de comportamiento del sistema flexible en base a condiciones de mecanizado más cercanas a la industria y a la integración de los diferentes efectos físicos existentes (combinación de esfuerzos, temperatura, etc.)
2. Implementación de este modelo en un sistema de monitorización en lazo cerrado en aplicación aeronáutica para garantizar las tolerancias de rugosidad y espesor requeridas.
3. Estudio y validación del concepto *Kirigami* para el amarre de piezas de baja rigidez y geometrías complejas.
4. Estudio de comportamiento del utillaje flexible ante condiciones de mecanizado más agresivas, como desbaste.
5. Modelo que permita caracterizar y monitorizar el estado del amarre de la pieza por vacío.
6. Estudio de la precisión en el plano de trabajo debido a los esfuerzos de mecanizado perpendiculares a los de compresión.

REFERENCIAS

REFERENCIAS

- [Abele, 2012] E. Abele, K. Schützer, J. Bauer, y M. Pischian, «Tool path adaption based on optical measurement data for milling with industrial robots», *Prod. Eng. Res. Devel.*, vol. 6, n.o 4-5, pp. 459-465, sep. 2012, doi: 10.1007/s11740-012-0383-9.
- [Airbus, 2015] <<http://www.airbus.com/company/market/forecast/>>
- [Airbus, 2016] <<http://www.airbus.com/presscentre/pressreleases/press-release-detail/detail/airbus-evaluates-the-mechanical-milling-of-fuselage-panels-in-a-european-programme/>>
- [Airbus, 2019] <<https://www.airbus.com/newsroom/press-releases/es/2019/09/airbus-forecasts-need-for-over-39000-new-aircraft-in-the-next-20-years.html>>
- [Albooyeh, 2019] A. R. Albooyeh, «The effect of addition of Multiwall Carbon Nanotubes on the vibration properties of Short Glass Fiber reinforced polypropylene and polypropylene foam composites», *Polymer Testing*, vol. 74, pp. 86-98, abr. 2019, doi: 10.1016/j.polymertesting.2018.12.014.
- [Altintas, 1995] Y. Altıntaş y E. Budak, «Analytical Prediction of Stability Lobes in Milling», *CIRP Annals*, vol. 44, n.o 1, pp. 357-362, ene. 1995, doi: 10.1016/S0007-8506(07)62342-7.
- [Altintas, 2001] Y. Altintas, «Analytical Prediction of Three Dimensional Chatter Stability in Milling», *JSME International Journal Series C Mechanical Systems, Machine Elements and Manufacturing*, vol. 44, n.o 3, pp. 717-723, 2001, doi: 10.1299/jsmec.44.717.
- [Arrazola, 2013] P. J. Arrazola, T. Özel, D. Umbrello, M. Davies, y I. S. Jawahir, «Recent advances in modelling of metal machining processes», *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 62, n.o 2, pp. 695-718, 2013, doi: 10.1016/j.cirp.2013.05.006
- [ASM, 1998] ASM Metal Handbook. .1998
- [ASTM, 1955] «ASTM D 395. Standard test method for rubber property-compression set of vulcanized rubber.» Philadelphia: Annual Book of ASTM Standards, 1955.
- [Austrell, 2013] P.-E. Austrell y A. K. Olsson, «Modelling procedures and properties of rubber in rolling contact», *Polymer Testing*, vol.

- 32, n.o 2, pp. 306-312, abr. 2013, doi: 10.1016/j.polymertesting.2012.11.015.
- [Balasubramanian, 2018] P. Balasubramanian, G. Ferrari, y M. Amabili, «Identification of the viscoelastic response and nonlinear damping of a rubber plate in nonlinear vibration regime», *Mechanical Systems and Signal Processing*, vol. 111, pp. 376-398, oct. 2018, doi: 10.1016/j.ymsp.2018.03.061.
- [Bi, 2019] Q. Bi, N. Huang, S. Zhang, C. Shuai, y. Wang, «Adaptive machining for curved contour on deformed large skin based on on-machine measurement and isometric mapping», *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 136, pp. 34-44, ene. 2019, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2018.09.001.
- [Bolar, 2018] G. Bolar, A. Das, y S. N. Joshi, «Measurement and analysis of cutting force and product surface quality during end-milling of thin-wall components», *Measurement*, vol. 121, pp. 190-204, jun. 2018, doi: 10.1016/j.measurement.2018.02.015.
- [Butt, 2018] M. A. Butt, Y. Yang, X. Pei, y Q. Liu, «Five-axis milling vibration attenuation of freeform thin-walled part by eddy current damping», *Precision Engineering*, vol. 51, pp. 682-690, ene. 2018, doi: 10.1016/j.precisioneng.2017.11.010
- [Calleja, 2016-a] M. L. Calleja, D. D. J. Orive, R. A. Rivero, y M. A. Rubio, «Machine Tool Head Having Measuring Device», WO2017203068 (A1)
- [Calleja, 2016-b] M. L. Calleja, D. D. J. Orive, R. A. Rivero, y M. A. Rubio, «Equipment for Machining Curved Pieces», WO2017203067 (A1)
- [Campa, 2007] F. J. Campa, L. N. López de Lacalle, A. Lamikiz, y J. A. Sánchez, «Selection of cutting conditions for a stable milling of flexible parts with bull-nose end mills», *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 191, n.o 1–3, pp. 279-282, ago. 2007, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2007.03.023.
- [Campa, 2010] F. J. C. Gómez, «Metodología para la predicción de la estabilidad dinámica en el mecanizado de alta velocidad de suelos delgados», <http://purl.org/dc/dcmitype/Text>, Universidad del País Vasco - Euskal Herriko Unibertsitatea, 2010

- [Campa, 2011] F. J. Campa, L. N. Lopez de Lacalle, y A. Celaya, «Chatter avoidance in the milling of thin floors with bull-nose end mills: Model and stability diagrams», *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 51, n.o 1, pp. 43-53, ene. 2011, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2010.09.008.
- [Chen, 2003] J.-S. Chen y W.-Y. Hsu, «Characterizations and models for the thermal growth of a motorized high speed spindle», *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 43, n.o 11, pp. 1163-1170, sep. 2003, doi: 10.1016/S0890-6955(03)00103-2.
- [Chen, 2009] W. Chen, J. Xue, D. Tang, H. Chen, y S. Qu, «Deformation prediction and error compensation in multilayer milling processes for thin-walled parts», *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 49, n.o 11, pp. 859-864, sep. 2009, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2009.05.006.
- [Chung, 2001] D. D. L. Chung, «Review: Materials for vibration damping», *Journal of Materials Science*, vol. 36, n.o 24, pp. 5733-5737, dic. 2001, doi: 10.1023/A:1012999616049.
- [CMS, 2016] «New CNC Technology: Aluminum Skin Thickness Reduction System | CMS North America Blog», 05-abr-2016.
- [Datron, 2016] <https://datronshop.de/cnc-fraeswerkzeuge/ubehoer-und-verbrauchsmaterial/datron-vacucard.html?utm_source=Sitelink&utm_medium=VacuCard%2B%2B%20Seite&utm_campaign=VacuCard>
- [Davis, 1993] J. R. Davis, *Aluminum and Aluminum Alloys*. ASM International, 1993.
- [Del Sol, 2017] I. Del Sol, A. Rivero, J. Salguero, S. R. Fernández-Vidal, y M. Marcos, «Tool-path effect on the geometric deviations in the machining of UNS A92024 aeronautic skins», *Procedia Manufacturing*, vol. 13, pp. 639-646, 2017, doi: 10.1016/j.promfg.2017.09.134.
- [Del Sol, 2019-a] I. Del Sol, A. Rivero, L. N. López de Lacalle, y A. J. Gamez, «Thin-Wall Machining of Light Alloys: A Review of Models and Industrial Approaches», *Materials*, vol. 12, n.o 12, p. 2012, ene. 2019, doi: 10.3390/ma12122012.

- [Del Sol, 2019-b] I. Del Sol Illana, A. Rivero, y A. J. Gámez López, «Effects of Machining Parameters on the Quality in Machining of Aluminium Alloys Thin Plates», *Metals* 2019, 9(9), 927, sep. 2019, doi: 10.3390/met9090927.
- [Díaz-Tena, 2013] E. Díaz-Tena, L. N. L. de L. Marcaide, F. J. C. Gómez, y D. L. C. Bocanegra, «Use of Magnetorheological Fluids for Vibration Reduction on the Milling of Thin Floor Parts», *Procedia Engineering*, vol. 63, pp. 835-842, 2013, doi: 10.1016/j.proeng.2013.08.252.
- [Dufieux, 2016] <<http://www.dufieux-industrie.com/en/products/mirror-milling-system-mms%C2%AE>>
- [EASA, 2019] <<https://www.easa.europa.eu/eaer/downloads>>
- [Elbestawi, 1991] M. A. Elbestawi y R. Sagherian, «Dynamic modeling for the prediction of surface errors in the milling of thin-walled sections», *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 25, n.o 2, pp. 215-228, mar. 1991, doi: 10.1016/0924-0136(91)90090-2.
- [Engin, 2001] S. Engin y. Altintas, «Mechanics and dynamics of general milling cutters.: Part I: helical end mills», *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 41, n.o 15, pp. 2195-2212, dic. 2001, doi: 10.1016/S0890-6955(01)00045-1.
- [Eynian, 2015] M. Eynian, «Vibration frequencies in stable and unstable milling», *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 90, pp. 44-49, mar. 2015, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2014.12.004.
- [FAA, 2016] <<https://www.faa.gov/news/updates/?newsId=85227>>
- [Faury, 2020] <<https://www.theguardian.com/business/2020/apr/29/airlines-may-not-recover-from-covid-19-crisis-for-five-years-says-airbus>>, *The Guardian*, abr. 2020.
- [Fei, 2017] J. Fei et al., «Chatter mitigation using moving damper», *Journal of Sound and Vibration*, vol. 410, pp. 49-63, dic. 2017, doi: 10.1016/j.jsv.2017.08.033.
- [Fives, 2011] <<https://metal-cutting-2011composites.fivesgroup.com/products/milling/peripheral-equipment/line-machines-flexitool-finishing.html>>

- [Gameros, 2017] A. Gameros, S. Lowth, D. Axinte, A. Nagy-Sochacki, O. Craig, y H. R. Siller, «State-of-the-art in fixture systems for the manufacture and assembly of rigid components: A review», *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 123, pp. 1-21, dic. 2017, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2017.07.004.
- [Garnier, 2013] P. Garnier, J.-B. Le Cam, M. Grédiac, S. Ababou-Girard, y M. Dubois, «On the evolution of the viscoelastic properties and its microstructural/chemical origin in filled NBR subjected to coupled thermal and mechanical loads», *Polymer Degradation and Stability*, vol. 98, n.o 10, pp. 2102-2110, oct. 2013, doi: 10.1016/j.polymdegradstab.2013.06.028.
- [Ge, 2018] C. Ge y B. Rice, «Impact damping ratio of a nonlinear viscoelastic foam», *Polymer Testing*, vol. 72, pp. 187-195, dic. 2018, doi: 10.1016/j.polymertesting.2018.10.023.
- [Gurdal, 2016] O. Gurdal, E. Ozturk, y N. D. Sims, «Analysis of Process Damping in Milling», *Procedia CIRP*, vol. 55, pp. 152-157, ene. 2016, doi: 10.1016/j.procir.2016.09.012.
- [Haddag, 2016] B. Haddag, S. Atlati, M. Nouari, y A. Moufki, «Dry Machining Aeronautical Aluminum Alloy AA2024-T351: Analysis of Cutting Forces, Chip Segmentation and Built-Up Edge Formation», *Metals*, vol. 6, n.o 9, p. 197, ago. 2016, doi: 10.3390/met6090197.
- [Herranz, 2005] S. Herranz et al., «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*, vol. 219, n.o 11, pp. 789-801, nov. 2005, doi: 10.1243/095440505X32742.
- [Huang, 2010] C.-Y. Huang y J.-J. Junz Wang, «A pole/zero cancellation approach to reducing forced vibration in end milling», *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 50, n.o 7, pp. 601-610, jul. 2010, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2010.03.011.
- [Huang, 2011] C. Y. Huang y J.-J. Junz Wang, «Effects of cutting conditions on dynamic cutting factor and process damping in milling», *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 51, n.o 4, pp. 320-330, abr. 2011, doi:

- 10.1016/j.ijmachtools.2010.12.004
- [ICAO, 2015] <http://www.icao.int/airnavigation/Documents/ICAO_Air_Navigation_Report_2015_Web.pdf>
- [ICAO, 2019] <<https://www.icao.int/sustainability/Documents/AVIATION-BENEFITS-2019-web.pdf>>
- [ICAO, 2020] <<https://www.icao.int/safety/Pages/COVID-19-Airport-Status.aspx>>
- [IMS, 2016] <<https://www.industrialmetalsupply.com/SharedContent/Documents/ProductLiterature/Aluminum%20Sheet%20Thickness%20Tolerances.pdf>>
- [Innerspec, 2016-a] <<http://innerspec.com/products/standard-dcut-sensors-accessories/dcut-transducers>>
- [Innerspec, 2016-b] <<http://innerspec.com/knowledge/emat-technology>>
- [Kolluru, 2014] K. Kolluru y D. Axinte, «Novel ancillary device for minimising machining vibrations in thin wall assemblies», *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 85, pp. 79-86, oct. 2014, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2014.05.007
- [Kumar, 2019] P. Kumar Mallipudi y N. Ramanaiah, «Effect of Carbon Black on the Performance of Nitrile Rubber For Analyzing Free Layered Surface Damping Treatment», *Materials Today: Proceedings*, vol. 18, pp. 3371-3379, ene. 2019, doi: 10.1016/j.matpr.2019.07.263
- [Lacalle, 2006] L. N. L. de Lacalle, A. Lamikiz, J. A. Sánchez, y I. F. de Bustos, «Recording of real cutting forces along the milling of complex parts», *Mechatronics*, vol. 16, n.o 1, pp. 21-32, feb. 2006, doi: 10.1016/j.mechatronics.2005.09.001.
- [Langenhorst, 2017] L. Langenhorst, M. Gulpak, J. Sölter, y O. Riemer, «Effects of Model Reduction on Simulated Temperature Fields in Milling», *Procedia CIRP*, vol. 58, pp. 511-516, ene. 2017, doi: 10.1016/j.procir.2017.03.260.
- [Liu, 2019] Y. Liu, Z. Liu, Q. Song, y B. Wang, «Analysis and

implementation of chatter frequency dependent constrained layer damping tool holder for stability improvement in turning process», *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 266, pp. 687-695, abr. 2019, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2018.11.033.

- [Lo, 1998] C.-C. Lo y C.-Y. Hsiao, «A method of tool path compensation for repeated machining process», *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 38, n.o 3, pp. 205-213, feb. 1998, doi: 10.1016/S0890-6955(97)00049-7.
- [Loxin, 2012] J. Baigorri Hermoso, «Soporte para el mecanizado de chapas y otros elementos de reducido espesor», ES2354793 A1, 26-ene-2012.
- [Ma, 2016] J. Ma, D. Zhang, B. Wu, M. Luo, y B. Chen, «Vibration suppression of thin-walled workpiece machining considering external damping properties based on magnetorheological fluids flexible fixture», *Chinese Journal of Aeronautics*, vol. 29, n.o 4, pp. 1074-1083, ago. 2016, doi: 10.1016/j.cja.2016.04.017.
- [Mahmud, 2015] A. Mahmud, «Design of a Grasping and Machining end Effector for Thin Aluminium Panel», phd, École Polytechnique de Montréal, 2015.
- [Matsubara, 2017] A. Matsubara, Y. Taniyama, J. Wang, y D. Kono, «Design of a support system with a pivot mechanism for suppressing vibrations in thin-wall milling», *CIRP Annals*, vol. 66, n.o 1, pp. 381-384, ene. 2017, doi: 10.1016/j.cirp.2017.04.055.
- [Matweb, 2020] <http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=57483b4d782940-faaf12964a1821fb61&ckck=1>
- [Metal, 2016] < <https://www.metalsupermarkets.com/history-of-aluminum-in-the-aerospace-industry/>>
- [Mitra, 2006] S. Mitra, A. Ghanbari-Siahkali, y K. Almdal, «A novel method for monitoring chemical degradation of crosslinked rubber by stress relaxation under tension», *Polymer Degradation and Stability*, vol. 91, n.o 10, pp. 2520-2526, oct. 2006, doi: 10.1016/j.polymdegradstab.2006.03.002.
- [Modig, 2016] <<http://www.modig.se/products/uhf-skin/>>

- [MTorres, 2013] M. Torres Martínez, «Tool for dynamically fastening parts for machining», WO 2013/160504 A1, 31-oct-2013
- [MTorres, 2016] <<http://www.mtorres.es/en/aeronautics/products/metallic/torres-surface-milling>>
- [Mullins, 1969] L. Mullins, «Softening of Rubber by Deformation», *Rubber Chemistry and Technology*, vol. 42, n.o 1, pp. 339-362, mar. 1969, doi: 10.5254/1.3539210.
- [Nguyen, 2015] Q. T. Nguyen, V. Tinard, y C. Fond, «The modelling of nonlinear rheological behaviour and Mullins effect in High Damping Rubber», *International Journal of Solids and Structures*, vol. 75–76, pp. 235-246, dic. 2015, doi: 10.1016/j.ijsolstr.2015.08.017.
- [Nouari, 2003] M. Nouari, G. List, F. Girot, y D. Coupard, «Experimental analysis and optimisation of tool wear in dry machining of aluminium alloys», *Wear*, vol. 255, n.o 7, pp. 1359-1368, ago. 2003, doi: 10.1016/S0043-1648(03)00105-4.
- [Olsson, 2007] A. K. Olsson, «Finite element procedures in modelling the dynamic properties of rubber», Department of Construction Sciences, Structural Mechanics, Lund University, Lund, 2007.
- [Patel, 2019] H. Patel, S. Salehi, R. Ahmed, y C. Teodoriu, «Review of elastomer seal assemblies in oil & gas wells: Performance evaluation, failure mechanisms, and gaps in industry standards», *Journal of Petroleum Science and Engineering*, vol. 179, pp. 1046-1062, ago. 2019, doi: 10.1016/j.petrol.2019.05.019.
- [Perez, 2018] I. Perez et al., «Effect of cutting speed on the surface integrity of face milled 7050-T7451 aluminium workpieces», *Procedia CIRP*, vol. 71, pp. 460-465, ene. 2018, doi: 10.1016/j.procir.2018.05.034.
- [Pinedo, 2018] B. Pinedo, M. Hadfield, I. Tzanakis, M. Conte, y M. Anand, «Thermal analysis and tribological investigation on TPU and NBR elastomers applied to sealing applications», *Tribology International*, vol. 127, pp. 24-36, nov. 2018, doi: 10.1016/j.triboint.2018.05.032
- [Ramezani, 2010] M. Ramezani, Z. M. Ripin, y R. Ahmad, «Sheet metal forming with the aid of flexible punch, numerical approach and

experimental validation», CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, vol. 3, n.o 3, pp. 196-203, 2010, doi: 10.1016/j.cirpj.2010.11.002.

- [Ratchev, 2004] S. Ratchev, S. Liu, W. Huang, y A. A. Becker, «Milling error prediction and compensation in machining of low-rigidity parts», International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 44, n.o 15, pp. 1629-1641, dic. 2004, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2004.06.001.
- [Rocha, 2018] E. B. D. da Rocha, F. N. Linhares, C. F. S. Gabriel, A. M. F. de Sousa, y C. R. G. Furtado, «Stress relaxation of nitrile rubber composites filled with a hybrid metakaolin/carbon black filler under tensile and compressive forces», Applied Clay Science, vol. 151, pp. 181-188, ene. 2018, doi: 10.1016/j.clay.2017.10.008.
- [Rodriguez, 2008] V. Rodriguez, M. Nuñez, y P. Rodal, «Fresado químico en el sector aeroespacial, ventajas e inconvenientes», presentado en IMHE, 2008.
- [Rubio, 2016] A. Rubio, L. Calleja, J. Orive, Á. Mújica, y A. Rivero, «Flexible Machining System for an Efficient Skin Machining», SAE International, Warrendale, PA, SAE Technical Paper, sep. 2016.
- [Rubio Mateos, 2018] A. Rubio Mateos, A. Rivero Rastrero, y A. Apaolaza Arroyo, «System for Supporting Workpieces», EP3670068 (A1)
- [Rubio-Mateos, 2018] A. Rubio-Mateos, A. Rivero, I. Del Sol, E. Ukar, y A. Lamikiz, «Capacitation of flexibles fixtures for its use in high quality machining processes: an application case of the industry 4.0. paradigm», DYNA, vol. 93, n.o 6, pp. 608-612, nov. 2018, doi: 10.6036/8824.
- [Rubio-Mateos, 2020-a] A. Rubio-Mateos, A. Rivero, E. Ukar, y A. Lamikiz, «Influence of Elastomer Layers in the Quality of Aluminum Parts on Finishing Operations», Metals, vol. 10, n.o 2, p. 289, feb. 2020, doi: 10.3390/met10020289.
- [Rubio-Mateos, 2020-b] A. Rubio-Mateos, M. Casuso, A. Rivero, E. Ukar, y A. Lamikiz, «Vibrations characterization in milling of low stiffness parts with a rubber-based vacuum fixture», Chinese Journal of Aeronautics, abr. 2020, doi: 10.1016/j.cja.2020.04.002.

- [Sensorsmag, 2016] <<http://www.sensorsmag.com/sensors/motion-velocity-displacement/thickness-measurements-using-laser-triangulation-7050>>
- [Shit, 2013] S. C. Shit y P. Shah, «A Review on Silicone Rubber», *Natl. Acad. Sci. Lett.*, vol. 36, n.o 4, pp. 355-365, ago. 2013, doi: 10.1007/s40009-013-0150-2.
- [Shoyama, 2018] T. Shoyama y K. Fujimoto, «Direct measurement of high-frequency viscoelastic properties of pre-deformed rubber», *Polymer Testing*, vol. 67, pp. 399-408, may 2018, doi: 10.1016/j.polymertesting.2018.03.011.
- [Smith, 1997] *The Scientist and Engineer's Guide to Digital Signal Processing*. California Technical Pub., 1997.
- [Wan, 2013] X.-J. Wan, Y. Zhang, y X.-D. Huang, «Investigation of influence of fixture layout on dynamic response of thin-wall multi-framed work-piece in machining», *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 75, pp. 87-99, dic. 2013, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2013.09.008.
- [Wang, 1999] M. Wang y R. Fei, «Chatter suppression based on nonlinear vibration characteristic of electrorheological fluids», *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 39, n.o 12, pp. 1925-1934, dic. 1999, doi: 10.1016/S0890-6955(99)00039-5.
- [Wang, 2010] H. Wang, Y. (Kevin) Rong, H. Li, y P. Shaun, «Computer aided fixture design: Recent research and trends», *Computer-Aided Design*, vol. 42, n.o 12, pp. 1085-1094, dic. 2010, doi: 10.1016/j.cad.2010.07.003
- [Warren, 2004] A. S. Warren, «Developments and Challenges for Aluminum - A Boeing Perspective», *Materials Forum*, vol. 28, 2004.
- [Wen, 2004] C.-D. Wen y I. Mudawar, «Emissivity characteristics of roughened aluminum alloy surfaces and assessment of multispectral radiation thermometry (MRT) emissivity models», *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 47, n.o 17-18, pp. 3591-3605, ago. 2004, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2004.04.025.
- [Xue, 2017] R. Xue et al., «Kirigami pattern design of mechanically driven formation of complex 3D structures through topology

optimization», *Extreme Mechanics Letters*, vol. 15, pp. 139-144, sep. 2017, doi: 10.1016/j.eml.2017.03.00.

- [Yang, 2015] Y. Yang, D. Xu, y Q. Liu, «Milling vibration attenuation by eddy current damping», *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 81, n.o 1, pp. 445-454, oct. 2015, doi: 10.1007/s00170-015-7239-3.
- [Yang, 2017] Y. Yang, R. Xie, y Q. Liu, «Design of a passive damper with tunable stiffness and its application in thin-walled part milling», *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 89, n.o 9, pp. 2713-2720, abr. 2017, doi: 10.1007/s00170-016-9474-7.
- [Youssef, 2011] H. A. Youssef, H. A. El-Hofy, y M. H. Ahmed, *Manufacturing Technology: Materials, Processes, and Equipment*. CRC Press, 2011.
- [Yue, 2019] C. Yue, H. Gao, X. Liu, S. Y. Liang, y L. Wang, «A review of chatter vibration research in milling», *Chinese Journal of Aeronautics*, vol. 32, n.o 2, pp. 215-242, feb. 2019, doi: 10.1016/j.cja.2018.11.007.
- [Zhang, 2005] Y. Zhang y N. D. Sims, «Milling workpiece chatter avoidance using piezoelectric active damping: a feasibility study», *Smart Mater. Struct.*, vol. 14, n.o 6, p. N65, oct. 2005, doi: 10.1088/0964-1726/14/6/N01.
- [Zhang, 2017] Z. Zhang, H. Li, G. Meng, y S. Ren, «Milling chatter suppression in viscous fluid: A feasibility study», *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 120, pp. 20-26, sep. 2017, doi: 10.1016/j.ijmactools.2017.02.005.
- [Zhao, 2015] X. Zhao et al., «Natural rubber/nitrile butadiene rubber/hindered phenol composites with high-damping properties», *International Journal of Smart and Nano Materials*, vol. 6, n.o 4, pp. 239-250, oct. 2015, doi: 10.1080/19475411.2015.1131399.
- [Zhou, 2016] Z. Zhou, J. Huang, H. Zhang, J. Ying, y M. Xu, «Research on Precision and Greenhouse Manufacturing Technology for Large Aircraft Panels», *Procedia CIRP*, vol. 56, pp. 565-568, ene. 2016, doi: 10.1016/j.procir.2016.10.111.
- [Zhongqun, 2008] L. Zhongqun y L. Qiang, «Solution and Analysis of Chatter Stability for End Milling in the Time-domain», *Chinese Journal of Aeronautics*, vol. 21, n.o 2, pp. 169-178, abr. 2008, doi: 10.1016/S1000-9361(08)60022-9.

- [Zuo, 2013] X. Zuo, B. Li, J. Yang, y X. Jiang, «Integrated Geometric Error Compensation of Machining Processes on CNC Machine Tool», *Procedia CIRP*, vol. 8, pp. 135-140, 2013, doi: 10.1016/j.procir.2013.06.078.

ANEXOS

ANEXO 1: FICHA TÉCNICA DEL COMPUESTO NBR65

	FICHA TECNICA TECHNICAL DATA SHEET	Código: D.08.02 /2 Revisión: 0 Página 1 de 1
--	---	--

NBR 65

NBR-SBR negro, de alto grado. Buena resistencia al aceite, al benceno (también adecuado para gasolina sin plomo): 70 h, 23°C, Fuel B (ISO 1817), 20 % aumento de volumen. Para requerimientos mecánicos no exigentes. No resistente al ozono, ni a la intemperie, moderadamente resistente a ácidos y a bases fuertes, no resistente a la abrasión.

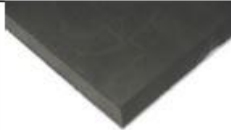
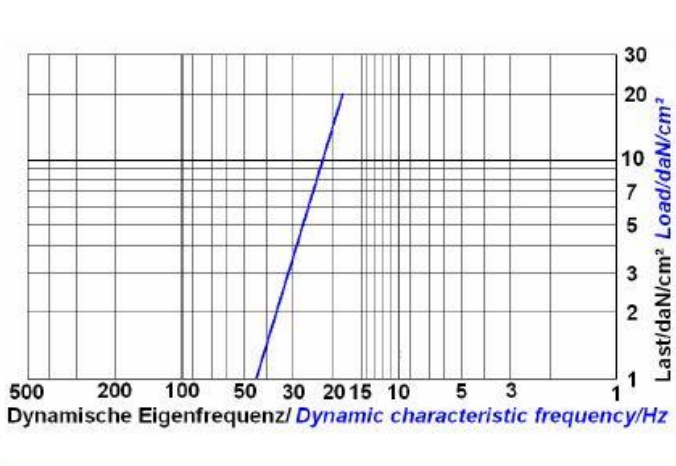
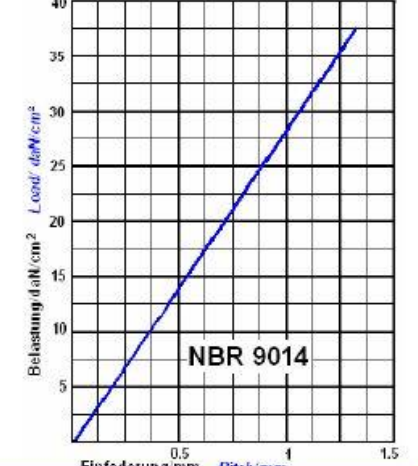
NBR, SBR, black. High-grade. Good oil and benzene resistant (also suitable for unleaded fuel) : 70 h, 23°C, Fuel B (ISO 1817), 20 % volume swell. For minor mechanical demands. Non resistant to ozone, weather, abrasion. Moderately resistant to acid and strong bases.

PROPERTIES CARACTERÍSTICAS	VALUE ESPECIFICADO	TESTING METHOD NORMA
-------------------------------	-----------------------	-------------------------

REF. MATERIAL	NBR 65	
HARDNESS DUREZA	65±5 Sh A	ASTM D2240
SPECIFIC GRAVITY DENSIDAD	1,45 g/cm ³	ASTM D 1817
TENSILE STRENGTH CARGA DE ROTURA	7,0 N/mm ²	ASTM D 412 C
ELONGATION ALARGAMIENTO DE ROTURA	250 %	ASTM D 412 C
COMPRESSION SET: 22 h 70°C	40 %	DIN ISO 815
WORKING TEMPERATURE RANGE(-10)°C + + 70°C RANGO TEMPERATURA DE TRABAJO		

Compliant with the EU-Directives 2000/53/EC (ELV), 2011/65/EC (RoHS) (2002/95/EC (RoHS) and 2006/122/EC (PFOS).

ANEXO 2: FICHA TÉCNICA DEL COMPUESTO NBR90

 <p>NBR 9014 14 mm</p>	<p>Belastungsrichtwerte: <i>Recommended load:</i> 3 bis 35 daN/cm² <i>Nominal load:</i> 11 daN/cm² Druckmodul: <i>Pressure module:</i> 70 N/mm² Temperaturbereich: <i>Temperature range:</i> -30 bis +120°C Härte: <i>Hardness:</i> ca. 90° Shore(A) Friktionskoeffizient: <i>Coefficient of friction:</i> <i>steel 0,7, wood 0,75, concrete 0,8</i> Stahl: 0,7 / Holz: 0,75 / Beton: 0,8 Ø Dämpfung / <i>absorbtion</i> 24 %</p>	<p>Stabiles Vibrationsdämpfungsmaterial erfüllt hohe statische und dynamische Stabilitätsanforderungen <i>extremely levelling stable, greater Shore hardness, used with lathes, grinding machines, CNC-machining centres, special units, transfer lines, as well for all machines with low intrinsic rigidity, both sides smooth</i> Masse/<i>weighth:</i> NBR90/14 0,200 kg/dm²</p>
 <p>Graph showing the relationship between dynamic characteristic frequency and load. The x-axis is labeled "Dynamische Eigenfrequenz / <i>Dynamic characteristic frequency</i>/Hz" and ranges from 500 to 1. The y-axis is labeled "Last/daN/cm² Load/daN/cm²" and ranges from 1 to 30. A blue line shows a linear relationship on this log-log scale.</p>	 <p>Graph showing the relationship between load and pitch. The x-axis is labeled "Einfederung/mm <i>Pitch</i>/mm" and ranges from 0 to 1.5. The y-axis is labeled "Belastung/daN/cm² Load/daN/cm²" and ranges from 0 to 40. A blue line shows a linear relationship.</p>	