

**Tesis Doctoral**

**CONFORMADO INCREMENTAL ASIMÉTRICO DE  
CHAPA DE Ti-6Al-4V EN CALIENTE: FUNDAMENTOS  
Y DESARROLLOS PARA LA FABRICACIÓN DE PIEZA  
AERONÁUTICA**

Presentada por:

**D. Mikel Ortiz Edesa**

en el

**Departamento de Ingeniería Mecánica**

perteneciente a la

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

Para la obtención del título de

**Doctor Ingeniero Industrial**

Dirigida por

**Prof. Dr. D. Luis Norberto López de Lacalle Marcaide**

**Dr. D<sup>a</sup>. Mariluz Penalva Oscoz**

Bilbao, marzo de 2020



*Nire gurasoei*



*Mediante estas líneas me gustaría agradecer a todas las personas que en algún momento me han ayudado para que el presente trabajo de Tesis Doctoral se haya hecho realidad.*

*En primer lugar, quiero mencionar a mis directores de Tesis, Luis Norberto López de Lacalle y Mariluz Penalva. A Luis Norberto, por la ayuda, los consejos y el apoyo que me ha dado en todo momento. Y a Mariluz, por la orientación, la supervisión y motivación continua, pero en especial por la confianza puesta en mí para desarrollar este trabajo.*

*Quiero mencionar también a todos mis compañeros del Área de Fabricación Avanzada de Tecnalía que durante estos años me han animado y apoyado con su trabajo, en especial al grupo de conformado incremental. Gracias en particular a Antonio Rubio, Gorka Puertas y Ángel San Román que han sido clave para que este trabajo llegue a buen puerto. Y gracias también a Edurne Iriondo por su ayuda y dedicación.*

*Por último, quisiera trasladar un agradecimiento muy especial a mi familia y amigos por su comprensión, paciencia y el ánimo que me han transmitido durante todo este tiempo.*

*Mila esker guztioi!*



## Resumen

La tecnología “Single Point Incremental Forming” (SPIF) muestra un gran potencial para producir competitivamente series pequeñas de piezas de diversas aleaciones metálicas. Sin embargo, pese a las ventajas que presenta, esta tecnología no está aún industrializada y tiene todavía muchos puntos de mejora. Entre ellos cabe destacar la necesidad de soluciones específicas para procesar materiales de baja formabilidad a temperatura ambiente y el desarrollo de técnicas que mejoren los resultados finales de precisión geométrica.

En este contexto, los objetivos principales del presente trabajo de tesis doctoral han sido profundizar en el conocimiento que actualmente existe sobre la tecnología SPIF para conformar Ti-6Al-4V en caliente de manera satisfactoria y desarrollar y evaluar tecnologías para fabricar componentes complejos de chapa atendiendo a criterios de precisión geométrica.

Así, por un lado, el trabajo se ha centrado en los fundamentos y el desarrollo de la tecnología para conformar Ti-6Al-4V en caliente. Para ello, en primer lugar, se ha caracterizado la formabilidad del Ti-6Al-4V mediante ensayos experimentales de SPIF, analizando la influencia de los parámetros de proceso (temperatura, paso y velocidad de avance de la herramienta) sobre la formabilidad del material. En segundo lugar, se ha realizado un estudio sobre los ciclos de temperatura adecuados para calentar y enfriar el material. Este estudio ha servido para identificar un procedimiento de calentamiento óptimo de la chapa, el rango de temperatura de conformado recomendable y un procedimiento de enfriamiento óptimo de la pieza. Además, se ha realizado una evaluación de propiedades post-conformado de piezas de Ti-6Al-4V fabricadas mediante SPIF. Al tratarse de una tecnología novedosa, esta evaluación es necesaria para conocer cuál es el estado final del material y la integridad superficial conseguida. En sectores como el aeronáutico o el de automoción, el conocimiento del estado final del material se considera imprescindible para poder validar una tecnología.

En cuanto al equipamiento para deformar Ti-6Al-4V mediante SPIF en caliente, dos de los elementos clave que se deben tener en cuenta son el tipo de herramienta y el sistema de calentamiento empleados. En este sentido, durante el trabajo de tesis se han desarrollado y validado tanto una herramienta tipo rueda de material cerámico como un sistema automatizado para controlar la temperatura de la chapa durante todas las fases del proceso (etapas de calentamiento, conformado y enfriamiento).

Finalmente, el presente trabajo ha planteado dos enfoques diferentes para mejorar la precisión geométrica de las piezas. En este sentido, por un lado, se

ha aplicado y evaluado el potencial técnico de un modelo de predicción y corrección del springback (o recuperación elástica), desarrollado por Khan et al. [Khan, 2015] y que previamente solo se había aplicado con piezas de geometría sencilla y fabricadas en frío. Por otro lado, se ha desarrollado y validado una solución para eliminar las desviaciones geométricas por sobredeformación que se producen en el perímetro de la pieza debido a la acción de la herramienta y a la falta de una matriz de apoyo.



## Índice de contenidos

Índice de Figuras.....	vi
Índice de Tablas.....	xviii
Nomenclatura.....	xxii
<b>CAPÍTULO I: INTRODUCCIÓN.....</b>	<b>I-1</b>
1 Contexto tecnológico e industrial .....	I-1
2 Planteamiento del Trabajo de Tesis Doctoral. Objetivos .....	I-4
3 Organización del Trabajo de Tesis Doctoral .....	I-5
<b>CAPÍTULO II: ESTADO DEL ARTE DE LA TECNOLOGÍA AISF.....</b>	<b>II-1</b>
1 Fabricación industrial de componentes complejos de chapa de Ti-6Al-4V ..	II-1
1.1 Conformado en caliente (Hot Forming) .....	II-1
1.2 Conformado Superplástico (SPF) .....	II-2
1.3 Limitaciones .....	II-4
2 La tecnología AISF .....	II-4
2.1 Introducción a la tecnología AISF .....	II-4
2.2 Definición de la tecnología AISF .....	II-6
2.3 Equipamiento .....	II-8
2.3.1 Herramientas.....	II-8
2.3.2 Máquinas .....	II-9
2.3.3 Utillajes .....	II-10
2.4 Parámetros del proceso .....	II-11
2.5 Estrategias de conformado .....	II-12
2.5.1 Trayectoria convencional .....	II-12
2.5.2 Trayectorias especiales .....	II-13
2.6 Mecánica de la deformación en AISF .....	II-13
2.6.1 Ley del Seno .....	II-14
2.6.2 Límites de formabilidad .....	II-15
3 Estado del arte de la tecnología AISF en caliente .....	II-19
3.1 Soluciones para conformar aleaciones metálicas ligeras.....	II-19
3.1.1 Calentamiento de naturaleza dinámica local.....	II-21
3.1.2 Calentamiento de naturaleza estática global .....	II-33
3.1.3 Calentamiento de naturaleza dinámica local combinado con un calentamiento de naturaleza estática global .....	II-37
3.2 Resumen de avances y necesidades detectadas en SPIF en caliente	II-40

4 Estado del arte de la precisión geométrica en la tecnología SPIF .....	II-41
4.1 Desviaciones geométricas típicas de la tecnología SPIF .....	II-41
4.2 Soluciones para mejorar la precisión geométrica.....	II-42
4.2.1 Optimización de trayectorias basada en el análisis de los rasgos geométricos de la pieza .....	II-43
4.2.2 Corrección de trayectorias in-process.....	II-45
4.2.3 Corrección de geometría basada en un IPM.....	II-46
4.2.4 Corrección de geometría basada en control iterativo.....	II-48
4.3 Resumen de avances y necesidades detectadas .....	II-49
<b>CAPÍTULO III: FUNDAMENTOS Y DESARROLLO DE LA TECNOLOGÍA SPIF EN CALIENTE PARA LA FABRICACIÓN DE PIEZAS DE Ti-6Al-4V .....</b>	
1 Introducción .....	III-1
2 Caracterización de la formabilidad de la aleación Ti-6Al-4V .....	III-1
2.1 Propiedades mecánicas y características microestructurales del material base .....	III-2
2.1.1 Ensayos de tracción.....	III-2
2.1.2 Análisis metalográfico .....	III-8
2.1.3 Mediciones de microdureza .....	III-10
2.1.4 Conclusiones.....	III-12
2.2 Determinación de los parámetros clave del proceso SPIF para conformar Ti-6Al-4V en caliente .....	III-12
2.2.1 Descripción de los equipos empleados.....	III-13
2.2.2 Identificación del rango de interés de la temperatura de trabajo del equipo de calentamiento .....	III-15
2.2.3 Evaluación de la formabilidad del Ti-6Al-4V en SPIF. Influencia de los parámetros de proceso.....	III-16
2.2.4 Identificación del ángulo de pared máximo estable.....	III-22
2.3 Análisis preliminar sobre la distribución de temperatura en la chapa. ....	III-24
3 Desarrollo de los ciclos de temperatura óptimos .....	III-27
3.1 Descripción de los equipos empleados .....	III-28
3.2 Determinación del procedimiento de calentamiento óptimo .....	III-30
3.2.1 Descripción de los ensayos realizados .....	III-30
3.2.2 Análisis termográfico de la chapa .....	III-31
3.2.3 Análisis de deformación de la chapa. Identificación del ciclo de calentamiento óptimo .....	III-34
3.3 Influencia de la temperatura de trabajo en la precisión geométrica ...	III-37

3.3.1	Descripción de los ensayos realizados .....	III-37
3.3.2	Estrategia de fabricación de la pieza .....	III-38
3.3.3	Análisis de mediciones térmicas .....	III-39
3.3.4	Inspección geométrica de las piezas. Patrón de desviaciones	III-43
3.3.5	Influencia de la temperatura en la precisión geométrica. Identificación de la temperatura de trabajo óptima.....	III-45
3.4	Determinación del enfriamiento óptimo de la pieza.....	III-48
3.4.1	Descripción de los ensayos realizados .....	III-48
3.4.2	Inspección geométrica de las piezas .....	III-49
3.4.3	Análisis de la precisión geométrica. Identificación del ciclo de enfriamiento óptimo.....	III-51
4	Desarrollo de una solución para eliminar las desviaciones geométricas en la zona perimetral de la pieza .....	III-54
4.1	Desviaciones en la zona perimetral de la pieza .....	III-54
4.2	Introducción de una superficie addendum.....	III-56
4.2.1	Determinación de la profundidad de la superficie addendum mediante análisis de espesores .....	III-56
4.2.2	Determinación de la profundidad de la superficie addendum mediante análisis de fuerzas.....	III-59
5	Evaluación de propiedades del material post-conformado .....	III-61
5.1	Acabado superficial .....	III-62
5.2	Análisis metalográfico y ensayos de tracción.....	III-63
5.3	Análisis de las desviaciones geométricas derivadas de las tensiones residuales en la pieza.....	III-74
6	Resumen y conclusiones .....	III-77
<b>CAPÍTULO IV: DESARROLLO DE UNA HERRAMIENTA DE CONFORMADO Y DE UN SISTEMA DE CONTROL DE LA TEMPERATURA .....</b>		
1	Desarrollo de una herramienta para deformar Ti-6Al-4V en caliente .....	IV-1
1.1	Introducción.....	IV-1
1.2	Motivación del desarrollo.....	IV-2
1.2.1	Diseño de la herramienta de partida .....	IV-2
1.2.2	Limitaciones y fallos detectados con la herramienta de partida .	IV-3
1.2.3	Análisis de fallo .....	IV-4
1.2.4	Resumen de limitaciones y causas de fallo .....	IV-7
1.3	Diseño de la nueva herramienta .....	IV-8
1.3.1	Requisitos de la herramienta .....	IV-8

1.3.2	Alternativas planteadas .....	IV-9
1.3.3	Solución final desarrollada .....	IV-10
2	Desarrollo de un sistema integral y automatizado para el control de los ciclos de temperatura.....	IV-13
2.1	Punto de partida del sistema de control de temperatura.....	IV-13
2.2	Desarrollo de un sistema para controlar la temperatura de la chapa .IV-15	
2.2.1	Equipamiento y puntos de control de la temperatura .....	IV-15
2.2.2	Programación de los ciclos de temperatura .....	IV-17
3	Implementación y evaluación preliminar del sistema de control de la temperatura y de la herramienta para deformar Ti-6Al-4V en caliente .....	IV-20
3.1	Análisis del sistema de control de la temperatura .....	IV-21
3.1.1	Etapas de calentamiento .....	IV-21
3.1.2	Etapas de conformado.....	IV-25
3.2	Análisis del comportamiento de la herramienta.....	IV-29
3.2.1	Condiciones de trabajo iniciales.....	IV-29
3.2.2	Resultado con las condiciones de trabajo iniciales .....	IV-29
3.2.3	Ajuste de las condiciones de trabajo y recomendaciones.....	IV-30
4	Resumen de los desarrollos.....	IV-31
<b>CAPÍTULO V: APLICACIÓN Y VALIDACIÓN DE DESARROLLOS PARA LA MEJORA DE LA PRECISIÓN GEOMÉTRICA DE PIEZAS DE Ti-6Al-4V .....</b>		
1	Introducción .....	V-1
2	Descripción de la geometría de estudio y de la configuración experimental	V-1
3	Validación de la configuración experimental e identificación de temperatura de trabajo adecuada en la chapa.....	V-6
3.1	Objetivos y antecedentes .....	V-6
3.2	Caracterización de la etapa de calentamiento de la chapa .....	V-6
3.3	Validación de la configuración experimental mediante la fabricación de piezas a diferentes temperaturas .....	V-10
3.3.1	Fabricación inicial de una pieza a temperatura de referencia ...	V-10
3.3.2	Ensayos realizados para validar la configuración experimental en un rango de temperatura determinado.....	V-12
3.3.3	Análisis sobre los parámetros de proceso y la herramienta.....	V-13
3.3.4	Análisis sobre el control de la temperatura de la chapa.....	V-14
3.4	Identificación de la temperatura de trabajo adecuada en la chapa .....	V-18
3.4.1	Inspección geométrica de piezas fabricadas a diferentes temperaturas .....	V-19

---

3.4.2	Análisis de resultados. Influencia de la temperatura de trabajo en la precisión geométrica .....	V-20
4	Aplicación y evaluación de un modelo de corrección del springback.....	V-23
4.1	Introducción.....	V-23
4.2	Aplicación del modelo para corregir las trayectorias .....	V-23
4.2.1	Inspección geométrica de las piezas fabricadas .....	V-25
4.2.2	Efecto de la corrección de trayectorias sobre las desviaciones	V-27
5	Validación de la solución para eliminar las desviaciones geométricas en la zona perimetral de la pieza .....	V-30
5.1	Estimación de la profundidad de addendum necesaria.....	V-31
5.1.1	Empleo de la evolución de la fuerza .....	V-31
5.1.2	Empleo del perfil de espesores .....	V-31
5.2	Introducción de addendum a la geometría objetivo.....	V-33
5.3	Inspección geométrica de piezas fabricadas con addendum .....	V-33
5.4	Análisis de resultados .....	V-35
6	Análisis sobre la influencia de las operaciones de acabado en la precisión geométrica de la pieza final .....	V-37
6.1	Introducción.....	V-37
6.2	Descontaminación química y recorte de las piezas .....	V-37
6.2.1	Estimación de espesor de material a eliminar por descontaminación química.....	V-38
6.2.2	Realización de las operaciones de acabado e inspección geométrica .....	V-39
6.2.3	Análisis de resultados .....	V-42
7	Conclusiones .....	V-43
	CAPÍTULO VI: APORTACIONES Y LÍNEAS FUTURAS.....	VI-1
1	Aportaciones.....	VI-1
2	Líneas futuras .....	VI-2
	ANEXOS .....	A-1
	REFERENCIAS.....	Ref-1

## Índice de Figuras

Figura I-1. Previsión del tráfico aéreo mundial realizada por Airbus para el periodo 2016 - 2035. ....	I-1
Figura I-2. Zonas típicas del avión donde se concentran componentes estructurales de titanio (Fuente: Airbus).....	I-2
Figura II-1. Equipamiento de “Hot Forming” para aleaciones de titanio (Fuente: Boeing).....	II-1
Figura II-2. Ejemplos de piezas fabricadas mediante “Hot Forming” [Swale, 2010]. ....	II-2
Figura II-3. Representación esquemática del SPF [Semiatin, 2006]. ....	II-3
Figura II-4. Componente de góndola del motor de Ti-6Al-4V para avión Boeing 757 fabricado mediante a) unión de subcomponentes y b) mediante SPF [Semiatin, 2006]. ....	II-3
Figura II-5. Primer prototipo de máquina “Dieless forming” de AMINO [Amino, 2014]. ....	II-5
Figura II-6. a) Célula F3T de FORD; b) Célula robótica de SPIF de Airbus. ...	II-5
Figura II-7. Capó de Honda S800 fabricado mediante AISF [Emmens, 2010].	II-6
Figura II-8. Elementos básicos de la tecnología AISF [Jeswiet, 2005]. ....	II-7
Figura II-9. Configuraciones del AISF: a) TPIF- Positivo (matriz parcial), b) TPIF- Negativo (matriz total), c) TPIF- Positivo (matriz total), d) SPIF- Negativo (sin matriz).....	II-7
Figura II-10. Herramientas utilizadas en AISF: a) tipo punzón, b) tipo rueda y c) herramienta para bruñido hidrostático de bola, Fuente: ECOROLL. ....	II-8
Figura II-11. Utillajes dinámicos para AISF: a) Esquema [Jeswiet, 2005] y b) Utillaje desarrollado por Tecnalía. ....	II-10
Figura II-12. Esquema del proceso SPIF de un cono [Jeswiet, 2005]. ....	II-11
Figura II-13. Estrategia con trayectoria de herramienta convencional.....	II-12
Figura II-14. Ejemplos de trayectorias multi-etapa: a) 5 etapas para fabricar un cono de 90°; b) Molde de recipiente a presión fabricado con esta estrategia [Behera, 2017]......	II-13
Figura II-15. a) Perfil de espesores de una pared de cono de ángulo de pared constante de 30° y b) detalle de “necking” presente en una pieza de ángulo de pared de 70° [Young, 2004]......	II-15
Figura II-16. a) Esquema de deformaciones principales positiva y negativa [Uheida, 2017] y b) Diagrama FLD típico de procesos de conformado convencionales [Paul, 2013]......	II-16
Figura II-17. Diferentes condiciones de deformación en SPIF: a) estiramiento uniaxial, b) estiramiento biaxial y c) trayectoria en espiral [Filice, 2002]. ....	II-17

Figura II-18. FLC del AA 1050-O para conformado incremental y convencional [Filice, 2002].	II-17
Figura II-19. Distribución de deformaciones de una pieza piramidal obtenida mediante AISF en negativo y positivo [Park, 2003].	II-17
Figura II-20. Cono referencia para obtención de $\phi_{max}$ [Micari, 2004].	II-18
Figura II-21. Geometría con ángulo de pared variable para obtener el ángulo máximo de pared admisible. a) Esquema en 2D y b) pieza real conformada [Hussain, 2007].	II-18
Figura II-22. Equipamiento para SPIF con calentamiento dinámico mediante laser desarrollado por Duflou et al. [Duflou, 2007].	II-21
Figura II-23. a) Fuerza para conformar Al 5182 en función de la temperatura y b) Geometría cónica de 65Cr2 obtenida con variantes de proceso en frío y caliente [Duflou, 2007].	II-22
Figura II-24. Geometría de Ti-6Al-4V obtenida con las variantes de proceso en frío (A) y caliente (B) por Duflou et al. [Duflou, 2007].	II-22
Figura II-25. Configuración experimental y posición del foco láser en la chapa durante el conformado utilizada por Göttman et al. [Göttmann, 2011].	II-23
Figura II-26. a) Cono de Ti grado 2 después del conformado con detalle de los dos tipos de fallo observados en la pieza y b) desgaste de la herramienta [Göttmann, 2011].	II-24
Figura II-27. Configuración del conformado incremental eléctrico [Fan, 2008].	II-24
Figura II-28. Piezas de Ti-6Al-4V fabricadas mediante SPIF eléctrico con lubricante: (a) Polvo de MoS <sub>2</sub> ; rugosidad media, 21.5 $\mu\text{m}$ , (b) Nitruro de boro; rugosidad media, 41.4 $\mu\text{m}$ , (c) Pasta de MoS <sub>2</sub> y proceso de oxidación micro-arco; rugosidad media, 43 $\mu\text{m}$ y (d) Compuesto de matriz metálica de disulfuro de Ni; rugosidad media, 5.8 $\mu\text{m}$ [Fan, 2010].	II-25
Figura II-29. Piezas de Ti-6Al-4V fabricadas mediante SPIF eléctrico a: a) 200-340 °C, b) 300-500 °C y c) 360-630 °C [Fan, 2010].	II-26
Figura II-30. Ventana de trabajo para el Ti-6Al-4V en SPIF eléctrico [Ambrogio, 2012].	II-27
Figura II-31. Conos de Ti-6Al-4V fabricados por SPIF eléctrico con ángulos de pared de: a) 64°, b) 56° y c) 45° [Honarpisheh, 2016].	II-28
Figura II-32. Desviaciones de pieza de Ti-6Al-4V conformada mediante SPIF eléctrico con respecto a geometría objetivo, pirámide de pared 45° [Najafabady, 2016].	II-29
Figura II-33. Durezas en diferentes zonas de una pieza de Ti-6Al-4V fabricada por SPIF eléctrico con corriente alterna [Najafabady, 2016].	II-29

Figura II-34. a) Formabilidad del aluminio AA5052-H32 y b) Tendencia de la temperatura en la intercara herramienta-chapa a diferentes velocidades de rotación [Xu, 2013].	II-30
Figura II-35. a) Pieza de Ti-6Al-4V fabricada a 2000 rpm con ángulo de pared máximo de 75° y b) Estado final de la herramienta [Grün, 2018].	II-31
Figura II-36. Configuración experimental de SPIF asistido por calentamiento por inducción utilizado por Al-Obaidi et al. [Al-Obaidi, 2016].	II-32
Figura II-37. Conos de ángulo de pared de 30° de Ti-6Al-4V fabricados mediante SPIF con calentamiento dinámico y puntual por fricción, eléctrico y por inducción.	II-32
Figura II-38. FLC-s de magnesio AZ31 en AISF a diferentes temperaturas [Ji, 2008].	II-33
Figura II-39. Equipo experimental para SPIF en caliente de Ambrogio et al. [Ambrogio, 2008].	II-34
Figura II-40. Evolución de la fuerza registrada en función de la temperatura de trabajo al conformar mediante SPIF piezas de magnesio AZ31 [Ambrogio, 2008].	II-34
Figura II-41. Equipamiento para SPIF en caliente utilizado por Zhang et al. [Zhang, 2009].	II-35
Figura II-42. Equipamiento de SPIF asistido por calentamiento con aceite [Galdos, 2012].	II-35
Figura II-43. a) Esquema de montaje experimental para conformado en caliente de Ti-6Al-4V / b) Variación de temperatura en la chapa en función de la temperatura de consigna de los elementos calefactores [Khazaali, 2016].	II-36
Figura II-44. SPIF en caliente de Ti-6Al-4V [Khazaali, 2019]: a) Tabla de experimentos y resultados y b) FLD obtenidos.	II-37
Figura II-45. Equipamiento de SPIF de Ti-6Al-4V en caliente utilizado por Naranjo et al. [Naranjo, 2019].	II-37
Figura II-46. Equipamiento de SPIF en caliente propuesto por Palumbo et al. [Palumbo, 2012]: a) Vista del equipamiento y b) Simulación de la distribución de temperatura.	II-38
Figura II-47. a) Evolución de la temperatura en la chapa y b) Mapas de deformaciones principales para diferentes condiciones de ensayo SPIF de Ti-6Al-4V [Palumbo, 2012].	II-38
Figura II-48. a) Perfil de espesores y deformación principal a lo largo de una sección transversal / b) Diagramas de deformación de ensayos realizados a 800 y 1600 rpm [Palumbo, 2012].	II-39
Figura II-49. Perfiles de forma en sección donde se miden las mayores deformaciones principales [Palumbo, 2012].	II-40
Figura II-50. Errores geométricos típicos en SPIF [Lu, 2019].	II-41



Figura II-51. Mapa de desviaciones de pieza piramidal de AA3103 fabricada sin compensación de trayectoria y con trayectoria optimizada utilizando modelos MARS [Behera, 2013]. .....	II-44
Figura II-52. Cara de Al 1050 fabricada por SPIF: a) Detección de diferentes “features” de la geometría, b) Cara fabricada sin optimización de trayectorias y c) Cara fabricada con estrategia de integración de trayectorias parciales [Behera, 2014]......	II-45
Figura II-53. Esquema del proceso ISF con control MPC [Lu, 2017-a]. .....	II-46
Figura II-54. Desviaciones geométricas de una pieza asimétrica de AA 7075-O fabricada mediante SPIF a) sin y b) con control MPC [Lu, 2017-a]......	II-46
Figura II-55. Esquema del IPM desarrollado por Khan et al. [Khan, 2015]....	II-47
Figura II-56. Geometría piramidal fabricada sin corrección y con corrección IPM [Khan, 2015]......	II-48
Figura II-57. Esquema de aplicación del ILC propuesto por Fiorentino et al. para mejorar la precisión en SPIF [Fiorentino, 2015-a]. .....	II-48
Figura II-58. Aplicación de ILC a geométrica asimétrica (Material DC04, Paso vertical = 0,1 mm). Mapas de error geométrico en cada iteración K=0,1,2 [Fiorentino, 2015-a]. .....	II-49
Figura III-1. a) Máquina INSTRON para ensayos de tracción con b) horno tubular. ....	III-2
Figura III-2. a) Dimensiones de probeta para ensayos de tracción / b) Esquema de las tres orientaciones de probeta diferentes extraídas de una chapa de Ti-6Al-4V de 1250 x 2500 mm <sup>2</sup> / c) Curvas tensión-deformación del Ti 6Al 4V (Dirección L). ....	III-3
Figura III-3. Relación Resistencia a tracción - Temperatura del Ti-6Al-4V en función de: a) orientación de la probeta y b) velocidad de deformación.....	III-4
Figura III-4. Relación Tensión de fluencia - Temperatura del Ti-6Al-4V en función de: a) orientación de la probeta y b) velocidad de deformación.....	III-5
Figura III-5. Módulo elástico de Young del Ti-6Al-4V en función de la temperatura.....	III-6
Figura III-6. Porcentaje de elongación del Ti-6Al-4V en función de la temperatura y velocidad de deformación. ....	III-7
Figura III-7. Microestructura del Ti-6Al-4V en muestras sin deformación en ensayos de tracción realizados a: a) TA, b) 500 °C, b) 600 °C, c) 700 °C y d) 800 °C (Orientación L, magn. 1000x). ....	III-8
Figura III-8. Microestructura del Ti-6Al-4V en función de la temperatura de ensayo: a) TA, b) 100 °C, c) 250 °C, d) 400 °C, e) 500 °C, f) 600 °C, g) 700 °C y h) 800 °C (Orientación L, velocidad de deformación 10 <sup>-3</sup> s <sup>-1</sup> , zona de estricción, magn. 1000x). ....	III-9

Figura III-9. a) Representación esquemática de zonas de medición de la dureza / b) Medidor de dureza INNOVATEST NEXUS 4504. ....	III-10
Figura III-10. Valores de microdureza en muestras de zona sin deformación en función de la temperatura y orientación de la probeta de tracción. ....	III-10
Figura III-11. Valores de microdureza de muestras de zonas con deformación de ensayos a $0,001 \text{ s}^{-1}$ y $0,1 \text{ s}^{-1}$ : a) área cercana al extremo de amarre, b) área de fractura o estricción. ....	III-11
Figura III-12. Temperaturas de horno y del centro de la cara superior de una chapa con control de horno tipo ON-OFF. ....	III-15
Figura III-13. Geometría utilizada para evaluar la formabilidad del Ti-6Al-4V en SPIF. ....	III-17
Figura III-14. Estrategia de conformado utilizada para el análisis de formabilidad del Ti-6Al-4V.....	III-17
Figura III-15. Herramienta utilizada durante los ensayos de SPIF para evaluar la formabilidad del Ti-6Al-4V: a) Esquema de la rueda; b) Herramienta durante fabricación de una pieza. ....	III-18
Figura III-16. Formabilidad en ensayos con paso de herramienta de 1 mm (iteración I). ....	III-20
Figura III-17. Interacción entre temperatura de trabajo (A) y paso de la herramienta (B). ....	III-22
Figura III-18. Pieza de Ti-6Al-4V fabricada mediante SPIF en caliente con ángulo de pared constante de $55^\circ$ : a) Cara interior; b) Cara exterior. ....	III-23
Figura III-19. Medición de la temperatura de la cara superior de la chapa con la cámara termográfica. ....	III-24
Figura III-20. a) Área de medición termográfica seleccionada en la chapa; b) Zonas de análisis. ....	III-25
Figura III-21. Distribución y evolución de temperaturas en la chapa en ensayos a $800 \text{ }^\circ\text{C}$ y $900 \text{ }^\circ\text{C}$ en el horno. ....	III-26
Figura III-22. Esquema de la célula SPIF utilizada para el desarrollo de los ciclos de temperatura. ....	III-28
Figura III-23. Temperaturas de horno y centro de la chapa con control PID (P=15, I=91, D=22).....	III-28
Figura III-24. Mesa de medición de planitud.....	III-29
Figura III-25. Equipo de medición óptica 3D ATOS Compact Scan de GOM. .	III-30
Figura III-26. Evolución de la temperatura en el horno durante los ensayos de calentamiento. ....	III-30
Figura III-27. Imagen termográfica de la chapa durante uno de los ensayos de calentamiento con área y líneas definidas para el análisis de temperatura. ....	III-31

Figura III-28. Distribución de temperatura en función de la condición de calentamiento empleada: a) Línea B y b) Línea A.....	III-33
Figura III-29. Mapas 2D de deformaciones de chapa con cada ensayo de calentamiento. ....	III-35
Figura III-30. Histogramas de deformación acumulada de ensayos C1_I, C2_II, C3_I y C4_II. ....	III-36
Figura III-31. Histogramas y valores representativos de temperaturas en la chapa de cada ensayo SPIF (T1, T2, T3 y T4) justo antes de la etapa de conformado. ....	III-39
Figura III-32. Relación entre la temperatura del horno y la temperatura en la chapa. ....	III-40
Figura III-33. Distribución de temperaturas de líneas A y B durante ensayos T3 (en verde y morado) y T4 (en azul y rojo) en profundidades de conformado: a) Z=0 y b) Z=-40 mm.....	III-42
Figura III-34. “Best fit” entre CAD y mallas de piezas fabricadas: a) T2, b) T3 y c) T4. ....	III-43
Figura III-35. Mapa de desviaciones de piezas T2, T3 y T4.....	III-44
Figura III-36. Perfiles de desviación a lo largo de una pared plana (sección B) y una esquina (sección A) extraídos de los mapas de desviación de las piezas T2, T3 y T4.....	III-46
Figura III-37. Pieza cubierta con manta de fibra cerámica durante enfriamiento con tratamiento de alivio de tensiones, E2. ....	III-48
Figura III-38. Temperatura de horno y chapa durante enfriamientos E1 y E2. .	III-49
Figura III-39. Piezas fabricadas para analizar influencia del tipo de enfriamiento: a) E1 y b) E2. ....	III-49
Figura III-40. “Best fit” entre CAD y mallas de piezas fabricadas: a) E1, b) E2.	III-50
Figura III-41. Mapa de desviaciones de piezas E1, T4 y E2. ....	III-50
Figura III-42. Perfiles geométricos de una pared plana (sección C) extraídos de los mapas de desviación de las de piezas con diferentes enfriamientos. ....	III-52
Figura III-43. Perfiles geométricos de una pared (sección D) con ángulo de pared bajo (15°) y elevado (38°) extraídos de mapas de desviación de piezas con diferentes enfriamientos. ....	III-53
Figura III-44. Desviaciones en el perímetro de pieza E2.....	III-55
Figura III-45. Representación esquemática de la flexión de la chapa al introducir un “offset” entre backing plate y perímetro de pieza [Young, 2004]. ....	III-55

Figura III-46. Distribución de espesores de cono de Ti-6Al-4V de ángulo de pared de 55° fabricado con combinación de parámetros de máxima formabilidad.....	III-56
Figura III-47. Puntos definidos en la reconstrucción 3D de pieza T3 para medición del espesor. ....	III-58
Figura III-48. Distribución de espesores a lo largo de paredes planas en pieza T3.....	III-58
Figura III-49. Perfil de fuerzas obtenidos durante dos vueltas consecutivas de la herramienta a profundidades alrededor de Z=-10, -20, -30 y -40 mm en ensayos: a) T3 (Horno a 850 °C) y b) T4 (Horno a 900 °C).....	III-60
Figura III-50. Fuerzas medias correspondientes a dos vueltas consecutivas de la herramienta a profundidades alrededor de Z=-10, -20, -30 y -40 mm en ensayos T3 (Horno a 850 °C) y T4 (Horno a 900 °C). ....	III-61
Figura III-51. Mediciones de rugosidad en piezas fabricadas con diferentes combinaciones de temperatura y paso de la herramienta. ....	III-62
Figura III-52. Aspecto superficial de cara exterior de pieza fabricada con temperatura de horno de: a) 800 °C y b) 900 °C. ....	III-63
Figura III-53. Esquema de extracción de muestras en geometría piramidal: a) pieza P1 y b) piezas P2 – P4 / Muestras para ensayos de tracción en gris y muestras metalográficas en azul.....	III-64
Figura III-54. Diferencias en la microestructura del material deformado, pieza P4: a) zona inferior de pared plana, b) zona superior de pared plana y c) zona superior de esquina.....	III-64
Figura III-55. Microestructura equiaxial en áreas de pieza no deformadas, pieza P2: a) pestaña y b) fondo de pieza.....	III-65
Figura III-56. Formación de capa de oxidación, pieza P3: a) muestra de cara interior a lo largo de la dirección del paso de herramienta y b) perfiles de espesor de la capa de oxidación. ....	III-65
Figura III-57. a) Área deformada de la pieza con microgrietas; b) Área inferior no deformada libre de grietas – Superficie interior de pieza P1 (1000x magn.). ....	III-66
Figura III-58. Resistencia a lo largo de la dirección del paso de la herramienta a a) 0° y b) 90° respecto a la DL; c) Elongación a lo largo la dirección del paso de la herramienta a 0° respecto a la DL. ....	III-67
Figura III-59. Resistencia a lo largo de la dirección de avance de la herramienta. ....	III-68
Figura III-60. Ubicación de especímenes para el análisis metalográfico: a) posición 0 en chapa de Ti-6Al-4V en estado inicial, b) posiciones 1, 2, 3, 4, 5 en la pieza E2.....	III-69

Figura III-61. Microestructura del Ti-6Al-4V: a) Estado inicial / b) Ref.1, c) Ref.2, d) Ref.3, e) Ref.4 y f) Ref.5 extraídas de pieza E2 (400x magn.).	..... III-70
Figura III-62. Corte recto en pieza de Ti-6Al-4V fabricada con 900 °C en el horno.	..... III-74
Figura III-63. Recorte de muestras en piezas fabricadas con temperatura de horno de: a) 750 °C, b) 850 °C y c) 900 °C.	..... III-74
Figura III-64. Tensiones residuales: a) Esquema de las mediciones realizadas; b) Mediciones en pieza fabricada con $T_{\text{horno}} = 750 \text{ °C}$ / $T_{\text{chapa}} = 400 \text{ °C}$ ; c) Mediciones en pieza fabricada con $T_{\text{horno}} = 850 \text{ °C}$ / $T_{\text{chapa}} = 480 \text{ °C}$ .	III-75
Figura III-65. Muestras en forma de cruz extraídas de piezas fabricadas para analizar el efecto del tipo de enfriamiento: a) E1 y b) E2.	..... III-76
Figura III-66. Mapas de desviaciones y tabla de resultados de muestras recortadas con forma de cruz / Ajuste entre muestra y pieza E1 (izq) y pieza E2 (dcha).	..... III-76
Figura IV-1. Empleo de herramienta tipo punzón metálica en SPIF de Ti-6Al-4V en caliente: a) Calidad superficial de una pieza obtenida por Fan et al. [Fan, 2010] y b) Desgaste de la herramienta utilizada por Göttman et al. [Göttmann, 2011].	..... IV-1
Figura IV-2. Herramienta comercial tipo rueda de INTER-MÉCA: a) Representación 3D, b) Herramienta acoplada a cabezal de máquina y c) Representación 2D.	..... IV-2
Figura IV-3. Herramienta comercial tipo rueda durante: a) Fabricación real; b) Simulación 3D.	..... IV-3
Figura IV-4. Rotura de rueda cerámica: a) Estado de herramienta justo después de la rotura; b) Localización de la rotura en la rueda cerámica.	..... IV-4
Figura IV-5. Evolución de la temperatura en el eje de la herramienta durante la fabricación de la pieza T4 (horno a 900 °C).	..... IV-7
Figura IV-6. Representación esquemática de las alternativas de diseño de la nueva herramienta tipo rueda: a) Alternativa 1; b) Alternativa 2.	..... IV-9
Figura IV-7. Nueva herramienta tipo rueda. a) Conjunto 3D de toda la herramienta y b) Despiece de elementos.	..... IV-11
Figura IV-8. Conjunto formado entre rueda y apoyos para alojamiento de rodamientos.	..... IV-11
Figura IV-9. Simulación 3D de la nueva herramienta tipo rueda durante el proceso SPIF.	..... IV-13
Figura IV-10. Calentamiento del horno desde temperatura ambiente hasta 900 °C mediante saltos térmicos de 50 °C en 2 h con control PID (P=15, I=91, D=22).	..... IV-14
Figura IV-11. Evolución de la temperatura en el horno y en la chapa aplicando calentamiento del horno con control PID (P=15, I=91, D=22).	..... IV-14

Figura IV-12. Localización de pirómetros estáticos durante etapa de calentamiento.....	IV-16
Figura IV-13. Localización del pirómetro móvil para control de temperatura durante la etapa de conformado.....	IV-17
Figura IV-14. Termopares para el control del ciclo de enfriamiento. ....	IV-17
Figura IV-15. Temperatura real vs Temperatura teórica en el centro de la chapa bajo condiciones de ajuste inicial. ....	IV-19
Figura IV-16. Temperatura real vs Temperatura teórica en el centro de la chapa en calentamiento con rampa programada en 80 tramos. ....	IV-20
Figura IV-17. Evolución de la temperatura en el centro de la chapa con rampa programada en a) 40 y b) 80 tramos respectivamente.....	IV-20
Figura IV-18. Evolución de la temperatura en una chapa nueva en la etapa de calentamiento. ....	IV-21
Figura IV-19. Histograma de temperatura en la chapa tras el calentamiento y valores representativos de zona triangular.....	IV-22
Figura IV-20. Temperatura a lo largo una línea (A) que va desde un extremo a otro de la chapa.....	IV-23
Figura IV-21. Valores de Temperatura media y Coeficiente de variación de la temperatura en la línea A en función del tramo de chapa analizado.....	IV-24
Figura IV-22. Detalle de la distribución de temperatura en la zona homogénea (tramo 325 mm) de línea A extraído de la Figura IV-20. ....	IV-25
Figura IV-23. Registro de la temperatura con el pirómetro móvil, a través de la campana protectora, durante la etapa de conformado.....	IV-25
Figura IV-24. Temperatura registrada con el pirómetro móvil durante el primer segmento (vuelta) de trayectoria de la herramienta. ....	IV-26
Figura IV-25. Temperatura durante la etapa de conformado completa registrada con el pirómetro móvil. ....	IV-26
Figura IV-26. Temperatura a lo largo de la chapa: a) En la mitad de la etapa de conformado; b) Después de la etapa de conformado.....	IV-27
Figura IV-27. Temperatura en la pieza después de la etapa de conformado...IV-28	
Figura IV-28. Estado de rodamiento y pista de rodamiento (los más cercanos a la pared de la pieza) después de ensayo de SPIF en caliente con la herramienta nueva y condiciones de trabajo iniciales. ....	IV-30
Figura IV-29. Estado de componentes internos de la herramienta después de ensayo SPIF en caliente lubricados previamente con Nitruro de Boro en espray y refrigerados con presión de 6 bares. ....	IV-30
Figura V-1. a) Localización de soporte de unión (pylon) entre ala y motor en un avión; b) Pieza de estudio asimétrica con rasgos típicos aeronáuticos.....	V-2

Figura V-2. Esquema de la célula SPIF utilizada en el Capítulo V. ....	V-3
Figura V-3. a) Backing plate para minimizar las desviaciones en el perímetro de la pieza; b) Puntos de control de la temperatura en chapa durante la etapa de calentamiento. ....	V-3
Figura V-4. a) Vista general esquemática de la trayectoria de conformado / Detalle de las líneas de la trayectoria: b) Tipo Z constante; c) Tipo ráster. ....	V-5
Figura V-5. Evolución de la temperatura del centro de la chapa desde temperatura ambiente hasta punto de saturación del sistema. ....	V-7
Figura V-6. Temperatura en el centro de la chapa: a) desde temperatura ambiente hasta 540°; b) una vez se ha alcanzado el valor de consigna. ....	V-8
Figura V-7. Temperatura en el centro de la chapa: a) desde temperatura ambiente hasta 650°; b) una vez se ha alcanzado el valor de consigna. ....	V-9
Figura V-8. Fabricación de una pieza a 650 °C: a) Representación esquemática del empleo del pirómetro móvil durante la etapa de conformado; b) Pieza final. ....	V-10
Figura V-9. a) “Best fit” entre pieza real fabricada con 650 °C en la chapa (en verde) y geometría objetivo (en gris); b) Mapa de desviaciones. ....	V-11
Figura V-10. Representación esquemática del inicio de la etapa de conformado. ....	V-13
Figura V-11. Imagen termográfica durante la fabricación de pieza con consigna de 675 °C en la chapa. ....	V-14
Figura V-12. Evolución de la temperatura en el centro de la chapa durante la etapa de calentamiento con consigna de 675 °C. ....	V-15
Figura V-13. a) Imagen termográfica de la chapa con el calentamiento a 540 °C; b) Distribución de la temperatura de una línea (A) extraída de la imagen termográfica. ....	V-15
Figura V-14. a) Imagen termográfica de la chapa con el calentamiento a 700 °C; b) Distribución de la temperatura de una línea (A) extraída de la imagen termográfica. ....	V-16
Figura V-15. Evolución de la temperatura durante la etapa de conformado de la pieza fabricada con consigna de temperatura en la chapa de: a) 540 °C y b) 675 °C. ....	V-16
Figura V-16. Evolución de la temperatura al inicio y al final de la etapa de conformado de la pieza fabricada con consigna de temperatura en la chapa de 675 °C. ....	V-17
Figura V-17. Evolución de la temperatura en el centro de la chapa durante la etapa de enfriamiento de las piezas fabricada con a) 540 °C y b) 675 °C en la chapa. ....	V-18
Figura V-18. “Best fit” respecto a la geometría objetivo y mapa de desviaciones de piezas: a) D1 (540 °C), b) D2 (675 °C) y c) D3 (700 °C).....	V-19

Figura V-19. Mapa de desviaciones de las tres iteraciones de pieza D2 (675°C). .....	V-22
Figura V-20. Comparación de la nube de puntos del CAD original (input) respecto a la nube de puntos corregida (output) obtenida con: a) IPM-1, b) IPM-2. .....	V-24
Figura V-21. “Best fit” entre CAD original y piezas fabricadas con corrección de trayectorias programadas a partir de: a - c) IPM-1 y d - f) IPM-2. ....	V-25
Figura V-22. Mapa de desviaciones. a) Pieza D2_1 sin corregir; y tres iteraciones de piezas corregidas: b) D2_1_IPM_I, c) D2_1_IPM_II y d) D2_1_IPM_III. ....	V-26
Figura V-23. Mapa de desviaciones. a) Pieza D2_3 sin corregir; y tres iteraciones de piezas corregidas: b) D2_3_IPM_I, c) D2_3_IPM_II y d) D2_3_IPM_III. ....	V-26
Figura V-24. ANOVA del efecto de la trayectoria corregida sobre la desviación positiva media: valores numéricos (arriba), gráfico de la tendencia identificada (abajo). ....	V-29
Figura V-25. Distribución de la fuerza a lo largo de la profundidad de la pieza D2_2 fabricada con las condiciones de proceso óptimas. ....	V-31
Figura V-26. Puntos establecidos para la medición de espesores en pieza fabricada con 675 °C en la chapa: a) reconstrucción 3D y b) pieza real fabricada. ....	V-32
Figura V-27. Perfil de espesores de pieza D2_2. ....	V-32
Figura V-28. Geometría con addendum: a) CAD; b) Pieza fabricada. ....	V-33
Figura V-29. Ejemplo de “best fit” entre pieza fabricada con addendum (Pieza D2A_1, en verde) y a) CAD rediseñado (en azul) y b) CAD original (en gris). ..	V-34
Figura V-30. Mapa de desviaciones de piezas D2A_1, D2A_2 y D2A_3: a) Comparación con CAD rediseñado; b) Comparación con CAD original. ....	V-35
Figura V-31. Perfil de desviaciones de sección A, de pieza D2A_2, extraído del mapa de desviaciones de la Figura V-30. ....	V-36
Figura V-32. Pieza final antes de las operaciones de acabado: a) Cara interior; b) Cara exterior. ....	V-38
Figura V-33. a) Localización de muestras extraídas para el análisis de la capa de oxidación; b) Capa de oxidación de la zona 3 exterior. ....	V-39
Figura V-34. a) Máquina de corte por chorro de agua, Byjet L2030®, disponible en Tecnalía y b) Trayectoria de recorte de pieza. ....	V-40
Figura V-35. Cara exterior de pieza descontaminada: a) antes y b) después de ser recortada. ....	V-40
Figura V-36. Ejemplo de “best fit” entre pieza final tras las operaciones de acabado (en rojo) y CAD original (en gris). ....	V-40



---

Figura V-37. Mapa de desviaciones de piezas: a) antes y b) después de las operaciones de acabado. ....	V-41
Figura V-38. Comparativa entre una pieza antes y después de las operaciones de acabado.....	V-43

## Índice de Tablas

Tabla II-1. Tipos de máquina empleadas en el proceso AISF. ....	II-10
Tabla II-2. Trabajos más relevantes publicados en el campo del AISF en caliente. ....	II-20
Tabla II-3. Resumen sobre el estado del arte de AISF de Ti-6Al-4V en caliente. ....	II-40
Tabla II-4. Soluciones para la mejora de la precisión geométrica en AISF. ...	II-43
Tabla III-1. Características del horno utilizado en los ensayos de tracción. ...	III-2
Tabla III-2. Tabla ANOVA – Factor de respuesta: Resistencia a tracción. ....	III-4
Tabla III-3. Tabla ANOVA – Factor de respuesta: Tensión de Fluencia. ....	III-5
Tabla III-4. Tabla ANOVA – Factor de respuesta: Módulo Elástico de Young. ..	III-6
Tabla III-5. Tabla ANOVA – Factor de respuesta: Porcentaje de Elongación. III-7	
Tabla III-6. Dureza Vickers en función de la temperatura y zona de la probeta de tracción. ....	III-11
Tabla III-7. Resumen de la caracterización de las propiedades mecánicas y características microestructurales del Ti-6Al-4V (material base). ....	III-12
Tabla III-8. Características de la máquina utilizada en los ensayos de SPIF en caliente. ....	III-13
Tabla III-9. Características del sistema estático de amarre de la chapa. ....	III-14
Tabla III-10. Características del horno eléctrico para calentar chapas de Ti-6Al-4V. ....	III-14
Tabla III-11. Características de la cámara termográfica. ....	III-15
Tabla III-12. Valores de temperatura en el centro de la cara superior de una chapa de Ti-6Al-4V plana en función de la temperatura de consigna en el horno con control ON-OFF. ....	III-16
Tabla III-13. Parámetros fijos de proceso SPIF para evaluar la formabilidad del Ti-6Al-4V. ....	III-18
Tabla III-14. Lista de ensayos para evaluar la formabilidad del Ti-6Al-4V en SPIF y resultados obtenidos utilizando una geometría con ángulo de pared variable. ....	III-19
Tabla III-15. Resultados de ensayos para evaluar la formabilidad del Ti-6Al-4V utilizando una geometría con ángulo de pared constante. ....	III-20
Tabla III-16. ANOVA sobre la influencia de la temperatura (factor A) y paso (factor B) sobre la formabilidad del Ti-6Al-4V utilizando como factor de respuesta la Z de rotura. ....	III-21
Tabla III-17. Resultados de ensayos para determinar ángulo de pared máximo estable. Geometría con ángulo de pared constante. ....	III-23

Tabla III-18. Temperatura en la cara superior de la chapa en tres instantes (1, 2 y 3) y tres zonas (A, B y C) de medición en ensayos con horno programado a 800 °C y 900 °C.....	III-25
Tabla III-19. Características del marco de resistencias.....	III-29
Tabla III-20. Condiciones de ensayos de calentamiento analizadas.....	III-30
Tabla III-21. Valores representativos de temperatura con cada procedimiento de calentamiento.....	III-32
Tabla III-22. Valores de desviación máxima y media en la chapa con cada procedimiento de calentamiento (valores medios de las dos iteraciones)....	III-36
Tabla III-23. a) Geometría y b) temperaturas empleadas en ensayos para analizar la influencia de la temperatura de trabajo sobre la precisión geométrica.....	III-37
Tabla III-24. Tipos de trayectoria, disponibles en PowerMill, utilizadas de manera combinada.....	III-38
Tabla III-25. Desviaciones de piezas fabricadas a diferentes temperaturas. III-44	
Tabla III-26. Desviaciones de piezas fabricadas con diferentes enfriamientos. III-51	
Tabla III-27. Características del medidor de espesores por ultrasonidos. ....	III-58
Tabla III-28. Pirámides fabricadas para extracción de muestras para ensayos de tracción e inspección metalográfica. ....	III-63
Tabla III-29. Tabla de referencias de muestras y condiciones asociadas. ...	III-69
Tabla III-30. Micrografía óptica de muestras de Ti-6Al-4V y su evolución de capa de oxidación. a) Superficie interior y b) Superficie exterior.....	III-72
Tabla III-31. Resultados y valores medios de las mediciones de dureza Vickers de las referencias 0 a 5 en secciones T y L. ....	III-73
Tabla III-32. Conclusiones principales sobre los ciclos de temperatura óptimos para la fabricación de piezas de Ti-6Al-4V mediante la tecnología SPIF. ....	III-78
Tabla III-33. Principales conclusiones sobre la evaluación del material post-conformado. ....	III-79
Tabla IV-1. Especificaciones técnicas de rueda cerámica de Inter-Méca. ....	IV-3
Tabla IV-2. Datos en el momento de la rotura de las ruedas cerámicas. ....	IV-5
Tabla IV-3. Mediciones de temperatura en el eje a diferentes profundidades durante la fabricación de la pieza T4 con 900 °C en el horno. ....	IV-6
Tabla IV-4. Causas de fallo de la rueda cerámica analizadas.....	IV-8
Tabla IV-5. Ventajas y desventajas de las alternativas de diseño planteadas para la nueva herramienta tipo rueda.....	IV-10
Tabla IV-6. Elementos de la nueva herramienta tipo rueda. ....	IV-12
Tabla IV-7. Punto de partida del equipamiento de calentamiento. ....	IV-13

Tabla IV-8. Características de los pirómetros.....	IV-15
Tabla IV-9. Programación de los ciclos de temperatura para la fabricación de una pieza.....	IV-18
Tabla IV-10. Valores representativos de temperatura en línea A en función del tramo analizado.....	IV-24
Tabla IV-11. Características principales de la nueva herramienta tipo rueda. .	IV-32
Tabla IV-12. Equipamiento utilizado para el control de la temperatura de la chapa. ....	IV-32
Tabla IV-13. Características del sistema integral y automatizado para el control de los ciclos de temperatura de la chapa. ....	IV-33
Tabla V-1. Equipamiento experimental utilizado en Capítulo V.....	V-3
Tabla V-2. Parámetros fijos de proceso durante el Capítulo V.....	V-4
Tabla V-3. Ensayos de caracterización del equipo de calentamiento. ....	V-7
Tabla V-4. Desviaciones de pieza fabricada con 650 °C en la chapa. ....	V-11
Tabla V-5. Fabricación de piezas a diferentes temperaturas para validar la configuración experimental.....	V-12
Tabla V-6. Desviaciones de piezas fabricadas a diferentes temperaturas en la chapa. ....	V-20
Tabla V-7. Comparativa entre desviaciones de D1 (chapa a 540 °C) y D2 (chapa a 675 °C). ....	V-21
Tabla V-8. Desviaciones de las tres iteraciones de pieza D2 fabricada con 675 °C en la chapa.....	V-22
Tabla V-9. Comparativa de desviaciones de piezas E2 (sin control de temperatura de la chapa) y D2 (con control de temperatura de la chapa). ...	V-22
Tabla V-10. Valores representativos de desviaciones de piezas corregidas con IPM.....	V-27
Tabla V-11. Comparativa entre valores de desviación de piezas corregidas y sin corregir. ....	V-27
Tabla V-12. Desviaciones de pieza con corrección de trayectoria (D2_1_C) simplemente invirtiendo la desviación de cada punto de la pieza D2_1.....	V-28
Tabla V-13. Valores representativos de desviaciones de piezas fabricadas con addendum respecto a geometrías CAD rediseñada y original. ....	V-34
Tabla V-14. Valores representativos medios de desviaciones de piezas fabricadas sin y con addendum respecto a la geometría CAD objetivo. ....	V-37
Tabla V-15. Espesores de capa de oxidación. ....	V-39
Tabla V-16. Valores representativos de desviaciones tras las operaciones de acabado. ....	V-42

---

Tabla V-17. Valores representativos medios de desviaciones antes (D3\_3\_IPM) y después (D2\_3\_IPM\_F) de las operaciones de acabado. ....V-42

## Nomenclatura

### Acrónimos

AISF	Asymmetric Incremental Sheet Forming
ANOVA	Analysis of Variance
CAD	Computer Aided Design
CAM	Computer Aided Manufacturing
CC	Corriente Continua
CN	Control Numérico
CNC	Control Numérico Computarizado
DL	Dirección de Laminación
DoE	Design of Experiments
EF	Elementos Finitos
FLC	Forming Limit Curve
FLD	Forming Limit Diagram
ISF	Incremental Sheet Forming
KDD	Knowledge Discovery in Databases
MEF	Método de Elementos Finitos
MEK	Methyl Ethyl Ketone
PID	Controlador Proporcional, Integral y Derivativo
PLC	Programmable Logic Controller
SPF	Superplastic Forming
SPIF	Single Point Incremental Forming
TA	Temperatura ambiente
TPIF	Two Point Incremental Forming

### Símbolos

d	Diámetro de la herramienta-zona semiesférica	(mm)
E	Módulo de elasticidad de Young	(GPa)
f	Velocidad de avance de la herramienta	(mm/min)
H	Altura de la pieza	(mm)
$\varnothing_{rot}$	Ángulo de rotura de la pieza	(°)
p	Step down o paso de la herramienta	(mm)
R <sub>a</sub>	Rugosidad media	( $\mu$ m)

---

S o n	Velocidad de rotación de la herramienta	(RPM)
T	Temperatura	(°C)
t <sub>f</sub>	Espesor final de la chapa	(mm)
t <sub>i</sub>	Espesor inicial de la chapa	(mm)
Z <sub>rot</sub>	Profundidad de rotura de la pieza	(mm)
ε <sub>max</sub>	Deformación máxima en los diagramas FLD	-
ε <sub>min</sub>	Deformación mínima en los diagramas FLD	-
φ o θ	Ángulo de pared de la pieza	(°)
φ <sub>max</sub>	Ángulo de pared máximo de un material	(°)





---

# **CAPÍTULO I. INTRODUCCIÓN**

---



# CAPÍTULO I: INTRODUCCIÓN

## 1 Contexto tecnológico e industrial

La industria aeronáutica es actualmente un sector con gran proyección internacional. Airbus estima que en 2035 habrá en circulación más de 39.800 aviones por el mundo. Hoy en día son unos 19.580 y para llegar a esa cifra será necesario introducir más de 33.000 nuevos aviones, de ellos unos 20.240 en términos de crecimiento neto y otros 12.830 que sustituirán a otros tantos de los que hoy están en servicio. De la misma manera, se estima que será necesario mantener y remodelar otros 6.750 aparatos de los que están operativos actualmente y seguirán en servicio en 2035<sup>1</sup>.

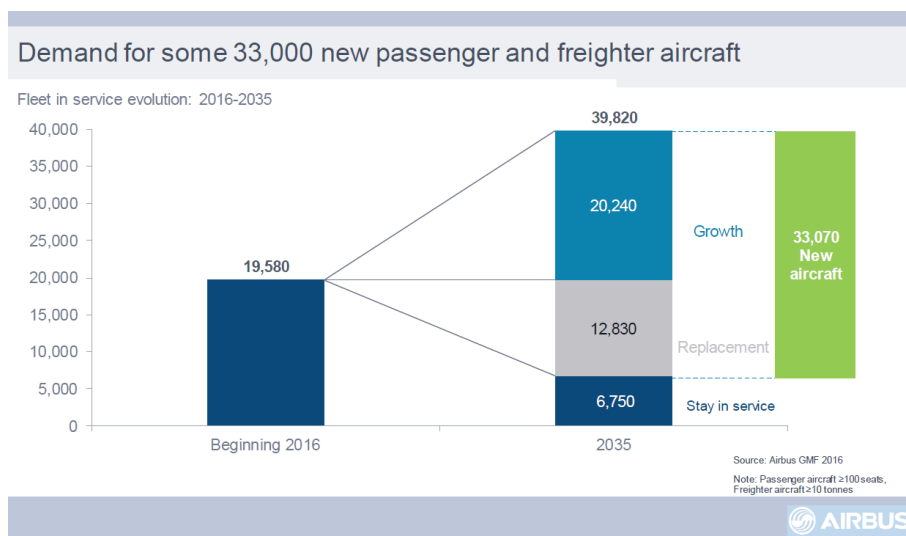


Figura I-1. Previsión del tráfico aéreo mundial realizada por Airbus para el periodo 2016 - 2035.

El sector aeronáutico tiene que satisfacer todas estas estimaciones de crecimiento siguiendo las recomendaciones y la regulación oficial vigentes que establecen una serie de objetivos a largo plazo para mejorar la eficiencia de las aeronaves, así como para reducir sus emisiones acústicas y consumo de fuel, con la consiguiente disminución en las emisiones de gases. En este sentido, ACARE (Consejo Asesor para la Investigación Aeronáutica y la Innovación en Europa) ha marcado una serie de metas medioambientales que establecen que para 2050 se deben lograr disminuciones del 75 % en las emisiones de CO<sub>2</sub>, del 90 % en las de NO<sub>x</sub> y del 65 % en las emisiones acústicas tomando como referencia los valores típicos del año 2000<sup>2</sup>.

Parece probable por tanto que el uso de componentes de titanio y sus aleaciones, considerados ligeros pero que mantienen altas prestaciones mecánicas, aumente progresivamente en el sector aeronáutico con el objetivo

<sup>1</sup> Mapping Demand 2016 - 2035, Airbus.

<sup>2</sup> ACARE, Flightpath 2050 Europe's Vision for Aviation.

de contribuir a la reducción de peso requerida y disminuir así el consumo de fuel y consecuentemente las emisiones de CO<sub>2</sub>, NO<sub>x</sub> y ruido que penalizan el impacto medioambiental de la aviación. En este sentido, componentes estructurales que en el pasado se fabricaban en otros materiales como acero o aleaciones base Ni, en la actualidad se fabrican de titanio, con la consiguiente reducción de peso.

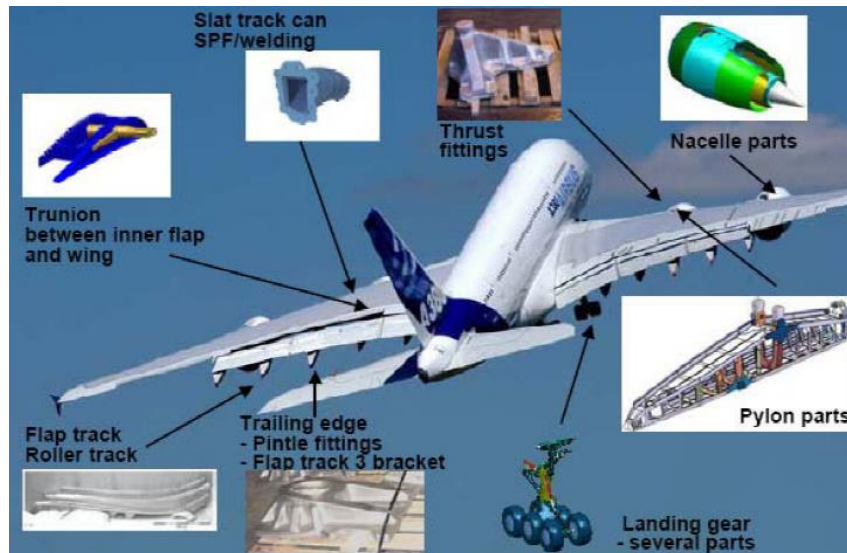


Figura I-2. Zonas típicas del avión donde se concentran componentes estructurales de titanio (Fuente: Airbus).

Por su parte, en zonas del avión donde se requiere una ratio elevada de resistencia - peso combinado con una excelente resistencia a la corrosión y resistencia térmica, es habitual encontrar componentes de chapa que cuentan con geometrías complejas<sup>1</sup> hechos de titanio y sus aleaciones. Así, los mástiles, las góndolas o el propio motor son subconjuntos donde se encuentran muchos de estos componentes. Ejemplos de estos componentes incluyen cubiertas del soporte de unión entre ala y motor, aspas de ventilador, conductos de escape o colectores de aire.

Adicionalmente, el creciente uso de estructuras de materiales compuestos en el fuselaje, introducidos también con el objetivo de reducir peso, está haciendo que el contenido de componentes complejos fabricados en titanio aumente también en esta zona debido a la compatibilidad galvánica del titanio con las fibras de carbono, hecho que no está completamente garantizado mediante el uso de revestimientos de protección a la corrosión de aluminio. Estos componentes se pueden encontrar también en áreas donde el uso del titanio es la mejor opción para cumplir requerimientos específicos. Tal es el caso, por ejemplo, del área de cabina donde el fuselaje debe mostrar una alta resistencia al impacto para soportar el daño incurrido durante el choque de pájaros.

<sup>1</sup> Componentes que no se pueden obtener directamente doblando o estirando la chapa.

Actualmente, la industria aeronáutica hace uso de complicados y costosos procesos de conformado para la fabricación de componentes complejos de chapa de titanio, como son la embutición profunda, el conformado en caliente (Hot Forming), el conformado superplástico (SPF) o el hidroconformado. En algunos casos las piezas se obtienen incluso mediante trabajo manual. La selección de la tecnología apropiada para cada aplicación depende de la complejidad de la geometría y de consideraciones relacionadas con el material. A veces, el volumen de piezas solicitado también puede ser un factor determinante. Así, las aplicaciones con las geometrías más exigentes y/o fabricadas con aleaciones de alta resistencia (p.e. Ti 6-4, Ti 6-2-4-2) se producen por medio del "Hot Forming" o del SPF. Ejemplos representativos de este tipo de aplicaciones incluyen componentes de cubierta para el soporte de unión entre ala y motor o componentes de turbinas. Por otro lado, aplicaciones hechas de aleaciones de resistencia media - baja (p.e. Ti grado 2, grado 4, grado 9) se pueden obtener mediante conformado en frío. En este caso, la mayor parte de las piezas complejas se obtienen por embutición profunda mientras que para fabricar las más simples se utiliza el hidroconformado. Los componentes conformados en frío a menudo requieren de una operación de acabado final a altas temperaturas (Hot Sizing), en torno a 700 °C, para alcanzar las tolerancias requeridas. Ejemplos representativos de aplicaciones que se obtienen mediante el conformado en frío incluyen cubiertas de la zona de soporte de unión entre ala y motor, soportes de sistemas o piezas del colector de aire. En el caso concreto de componentes hechos de aleaciones de baja resistencia (p.e. Ti grado 2) que cuentan con geometrías de complejidad baja o moderada y que se solicitan en volumen bajo, el trabajo manual puede ser la opción preferida.

Si nos centramos en las aleaciones de titanio de alta resistencia, como es el Ti-6Al-4V, la mayor desventaja que presentan es que tienen una muy baja formabilidad a temperatura ambiente y se precisa, como se ha mencionado anteriormente, de tecnologías de deformación de chapa en caliente, siempre más lentas y costosas que el conformado en frío. El "Hot Forming" y el SPF son actualmente dos tecnologías recurrentes y bien consolidadas para la producción standard de piezas hechas de Ti-6Al-4V. El problema asociado a estas tecnologías está en el uso de utillajes y herramientas específicas que conllevan costos y tiempos de entrega demasiado elevados cuando el objetivo es fabricar pequeños lotes de piezas como por ejemplo en la etapa de industrialización de un nuevo diseño o en la fabricación de piezas de recambio.

Se puede afirmar, por lo tanto, que actualmente no existen todavía tecnologías eficientes para fabricar pequeños lotes de pieza hechas de aleaciones de titanio de alta resistencia como es el caso del Ti-6Al-4V.

En este contexto, el conformado incremental asimétrico de chapa o *Asymmetric Incremental Sheet Forming* (AISF) en caliente se presenta como una tecnología con un gran potencial para producir competitivamente series pequeñas de piezas de titanio. Se trata de un proceso de conformado no-convencional que permite una transferencia más fluida desde la fase de diseño a la fase de producción. Al no precisar de utillajes específicos, la fase de industrialización se puede acelerar al evitar las continuas interacciones entre diseño y puesta a punto del proceso que obligan a modificar los utillajes y que tienen un gran impacto en los plazos y los costes.

## **2 Planteamiento del Trabajo de Tesis Doctoral. Objetivos**

En el presente Trabajo de Tesis Doctoral, el cual se inició en el proyecto de investigación europeo INMA (FP7, ref.266208), se ha planteado el desarrollo e implementación de tecnologías para la fabricación de componentes complejos de chapa de Ti-6Al-4V mediante AISF en caliente. En concreto, el presente trabajo de investigación se centra en la configuración sin matriz de la tecnología: *Single Point Incremental Forming* (SPIF).

Los estudios existentes sobre la tecnología ponen de manifiesto el potencial de esta para fabricar series pequeñas de piezas metálicas. No obstante, pese a las ventajas que presenta, esta tecnología no está aún industrializada y tiene todavía muchos puntos de mejora. Además del desarrollo de una solución específica para procesar materiales de baja formabilidad a temperatura ambiente, es aún más importante el desarrollo de técnicas que mejoren los resultados finales de precisión geométrica ya que en la actualidad, este aspecto es considerado como uno de los principales escollos para poder industrializar la tecnología. De hecho, los problemas de precisión se acentúan en la versión en caliente del AISF ya que la única opción competitiva para procesar las chapas en este caso es la configuración sin matriz de la tecnología, es decir, el SPIF.

Hasta la fecha, los trabajos publicados sobre la tecnología AISF en caliente se han centrado principalmente en el desarrollo de sistemas que emplean diversos métodos de calentamiento (láser, efecto Joule, hornos, etc.) para deformar materiales considerados difíciles de conformar en frío. Estos trabajos incluyen por lo general, análisis de formabilidad de los materiales de estudio en función de los diferentes parámetros de proceso, pero no abordan soluciones para mejorar la precisión de las piezas obtenidas.

En la actualidad, los desarrollos más prometedores para aumentar la precisión de piezas fabricadas por AISF están relacionados con enfoques de corrección u optimización de trayectorias basadas en predicciones de *Machine Learning*.

Sin embargo, estos desarrollos no son todavía demasiado robustos o maduros y se han basado generalmente en geometrías simples y fabricadas en frío.

Ante la oportunidad de comprender mejor los fundamentos de la tecnología SPIF y de desarrollar soluciones para hacer frente a los puntos débiles que presenta, el presente trabajo de Tesis Doctoral ha tenido dos fines claros:

1. Profundizar en el conocimiento que actualmente existe sobre la tecnología SPIF para conformar chapas de Ti-6Al-4V en caliente.
2. Desarrollar tecnologías para mejorar la precisión de componentes complejos de chapa fabricados mediante operaciones de SPIF en caliente.

De forma resumida, los objetivos concretos que ha perseguido el presente trabajo desde un punto de vista tecnológico son los siguientes:

1. Caracterizar el proceso SPIF en caliente para fabricar piezas de Ti-6Al-4V identificando los parámetros clave de proceso mediante el análisis de la influencia de estos sobre la formabilidad del material.
2. Identificar experimentalmente los ciclos de temperatura óptimos que conducen a la minimización de las distorsiones geométricas intrínsecas a cada etapa del proceso (calentamiento, conformado y enfriamiento).
3. Desarrollar una herramienta específica para deformar Ti-6Al-4V en caliente.
4. Desarrollar un sistema para el control de la temperatura de la chapa durante todas las etapas del proceso y aumentar así la uniformidad de la distribución de temperatura a lo largo de ellas.
5. Aplicar y evaluar el potencial técnico de un modelo de predicción y corrección de errores, desarrollado con base en técnicas KDD, para fabricar componentes de chapa complejos de Ti-6Al-4V para el sector aeronáutico dentro de tolerancia.
6. Desarrollar una solución para eliminar las desviaciones generadas en la zona del perímetro de la pieza que se producen debido a la flexión de la chapa.

### **3 Organización del Trabajo de Tesis Doctoral**

El presente trabajo de Tesis Doctoral se ha organizado en diferentes capítulos que estructuran los objetivos tecnológicos presentados en el apartado anterior como se describe a continuación.

En el Capítulo I se describe el contexto tecnológico e industrial asociado a la fabricación de componentes de titanio dentro del sector aeronáutico. En este capítulo se detallan también los objetivos y la estructuración del presente trabajo de Tesis Doctoral.

En el Capítulo II se presenta un estado del arte sobre la tecnología AISF. En este sentido, además de introducir los fundamentos de la tecnología, se realiza una revisión bibliográfica más profunda de trabajos relacionados con el AISF en caliente, así como de las principales soluciones para mejorar la precisión geométrica de las piezas.

El Capítulo III se centra en los fundamentos y desarrollo de la tecnología SPIF en caliente para la fabricación de piezas de Ti-6Al-4V. Así, en primer lugar, se identifican los parámetros clave de proceso para deformar satisfactoriamente el material mediante una evaluación de la formabilidad. En segundo lugar, se definen experimentalmente los ciclos de temperatura óptimos que conducen a la minimización de las distorsiones geométricas intrínsecas a cada etapa del proceso (calentamiento, conformado y enfriamiento). En tercer lugar, se propone una solución para evitar que en la geometría objetivo se generen desviaciones por sobredeformación, asociadas a la flexión de la chapa, en la zona del perímetro. Finalmente, se realiza una evaluación de propiedades post-conformado de piezas de Ti-6Al-4V fabricadas mediante SPIF en caliente.

En el Capítulo IV se presenta el desarrollo de una herramienta tipo rueda para conformar Ti-6Al-4V en caliente, así como un sistema automatizado para el control de la temperatura de la chapa a lo largo de todo el proceso, es decir, etapas de calentamiento, conformado y enfriamiento.

El Capítulo V está dedicado a la aplicación y validación de los desarrollos descritos en los capítulos anteriores para mejorar la precisión geométrica de piezas de Ti-6Al-4V fabricadas mediante SPIF en caliente. Para ello, se utiliza como pieza de estudio una geometría genérica, asimétrica, con rasgos típicos aeronáuticos. Así, en primer lugar, se valida la configuración experimental propuesta (parámetros de proceso y equipamiento desarrollado) mediante la fabricación de piezas bajo diferentes condiciones de temperatura y se identifica la temperatura de trabajo óptima en la chapa. En segundo lugar, se estudia el potencial de un modelo de predicción y corrección del springback introducido en el Capítulo II del estado del arte y que previamente solo se ha aplicado en la fabricación de piezas en frío. En tercer lugar, se valida la solución para eliminar las desviaciones geométricas en la zona perimetral de la pieza y finalmente, se analiza el efecto de las operaciones de acabado necesarias (descontaminación química y recorte) sobre la precisión geométrica final de la pieza.

Finalmente, en el Capítulo VI se resumen las principales aportaciones del presente trabajo de Tesis Doctoral sobre el estado del arte, así como las posibles líneas de investigación futuras que se generan y que permitirán profundizar más en el desarrollo y optimización de la tecnología SPIF para la fabricación de piezas de geometría compleja hechas de Ti-6Al-4V.



---

## **CAPÍTULO II. ESTADO DEL ARTE DE LA TECNOLOGÍA AISF**

---



## CAPÍTULO II: ESTADO DEL ARTE DE LA TECNOLOGÍA AISF

### 1 Fabricación industrial de componentes complejos de chapa de Ti-6Al-4V

Actualmente, la industria aeronáutica hace uso de procesos como el conformado en caliente (*Hot Forming*) y el conformado superplástico (*Superplastic Forming, SPF*) para la fabricación de componentes de chapa de titanio. Estos procesos están orientados a la fabricación de geometrías exigentes y/o fabricadas con aleaciones de alta resistencia (p.e. Ti 6-4, Ti 6-2-4-2). Ejemplos representativos de este tipo de aplicaciones incluyen componentes de cubierta para el soporte de unión entre ala y motor o componentes de turbinas. La utilización de un proceso u otro depende de la complejidad de la geometría a fabricar. En este sentido, se recurre al SPF cuando el grado de complejidad es muy elevado y no es posible fabricar la pieza mediante Hot Forming.

A continuación, se realiza una breve descripción de los fundamentos de estos procesos para el conformado de aleaciones de titanio de alta resistencia y en el subapartado final, se mencionan las limitaciones que presentan cuando el objetivo es la producción de volúmenes bajos de piezas.

#### 1.1 Conformado en caliente (*Hot Forming*)

Las aleaciones de titanio de baja formabilidad a temperatura ambiente como el Ti-6Al-4V requieren de temperaturas elevadas para poder ser deformadas satisfactoriamente. Así, los componentes de chapa hechos de este tipo de aleaciones se fabrican habitualmente mediante “Hot Forming” o conformado en caliente como se ilustra en la siguiente imagen.

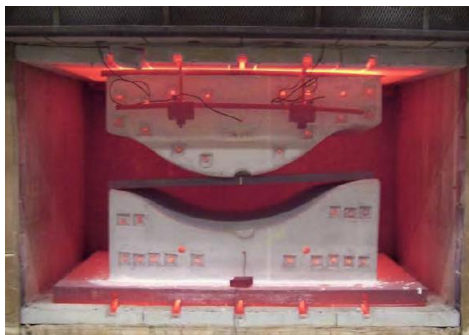


Figura II-1. Equipamiento de “Hot Forming” para aleaciones de titanio (Fuente: Boeing).

La chapa se calienta hasta la temperatura de conformado y se deforma mediante un punzón contra una matriz, los cuales cuentan con la geometría del componente que se desea fabricar. En general, se utilizan prensas de platina

caliente. La secuencia de las operaciones es habitualmente la siguiente [Semiatin, 2006]:

- La chapa se limpia inicialmente y se recubre con un inhibidor de incrustaciones.
- La chapa se coloca entre los elementos de conformado, la prensa se cierra y se calienta la chapa antes de aplicar la fuerza de conformado.
- Se aplica la fuerza de conformado a través de las pletinas y se mantiene el tiempo necesario para completar el ciclo de deformación y recocido.
- Finalmente, la pieza se retira de la prensa y se enfría de manera uniforme.

En el caso concreto del Ti-6Al-4V, el material se debe deformar en un rango de temperaturas de 540 °C a 760 °C, siendo la temperatura de producción habitual de 650 °C [Donachie, 2004]. En ocasiones, la operación de conformado se realiza en una atmosfera protectora (presencia de gas neutro) para evitar la oxidación de la chapa.

La Figura II-2 muestra varios ejemplos de piezas de titanio fabricadas mediante Hot Forming.



Figura II-2. Ejemplos de piezas fabricadas mediante "Hot Forming" [Swale, 2010].

## 1.2 Conformado Superplástico (SPF)

Algunas aleaciones, como el Ti-6Al-4V, son capaces de experimentar un comportamiento "superplástico" dentro de un cierto rango de temperaturas y velocidades de deformación [Semiatin, 2006]. La superplasticidad se refiere a la capacidad del material de desarrollar grandes deformaciones permanentes sin romperse, para lo que debe contar con una microestructura de grano fino equiaxial. En concreto, el Ti-6Al-4V muestra propiedades superplásticas en un rango de temperaturas de entre 750 °C y 950 °C y a velocidades de deformación de entre  $10^{-4} \text{ s}^{-1}$  y  $5 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$  aproximadamente [Vanderhastén, 2008].

Este comportamiento permite fabricar piezas de mayor complejidad a través de un proceso de deformación continuo denominado conformado superplástico o SPF. El SPF se considera un proceso de conformado de formas casi acabadas (near-net shape) que requiere de una sola matriz en lugar de dos como normalmente utilizan las operaciones de conformado de chapa metálica. Así,

como se ilustra de manera esquemática en la siguiente figura, la chapa se posiciona en la parte superior de la matriz, y ambos elementos se calientan hasta la temperatura de conformado deseada (dentro del rango superplástico). Una vez alcanzada dicha temperatura la chapa se deforma hasta alcanzar la geometría definida por la matriz, aplicando gas a presión a un valor predeterminado para mantener una velocidad de deformación constante que garantice la superplasticidad.

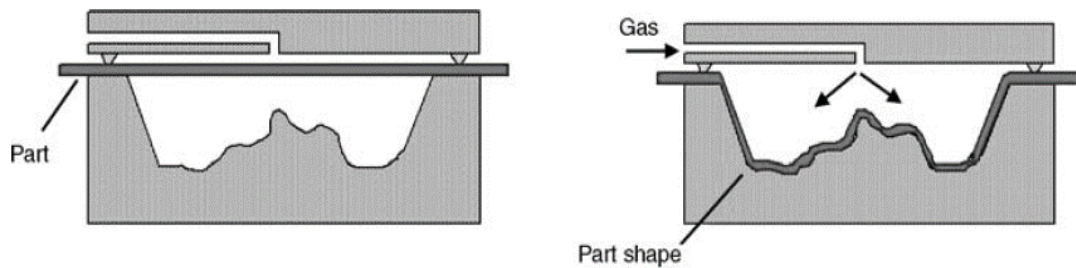


Figura II-3. Representación esquemática del SPF [Semiatin, 2006].

Las ventajas que presenta el SPF con respecto a otros procesos de conformado son las siguientes [Semiatin, 2006]: 1) posibilidad de obtener geometrías muy complejas; 2) posibilidad de fabricar estructuras más ligeras y más eficientes; 3) se realiza en una sola operación, lo que reduce el tiempo de fabricación; 4) dependiendo del tamaño de la pieza, se puede producir más de una pieza por ciclo de máquina; 5) la fuerza necesaria para la deformación de la chapa es suministrada por un gas, lo que resulta en la aplicación de una presión homogénea a lo largo de todo el área de la pieza.

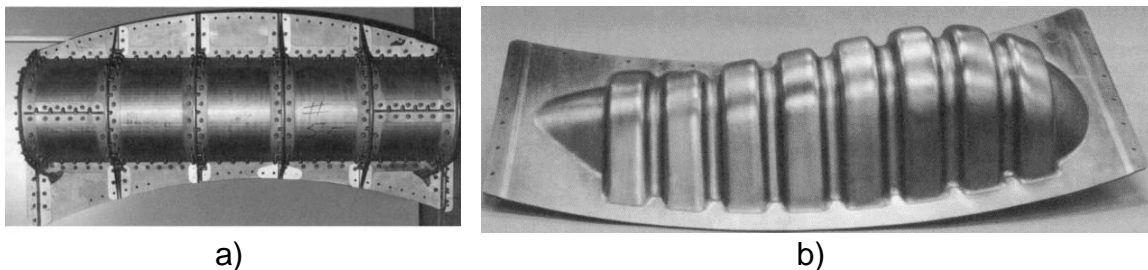


Figura II-4. Componente de góndola del motor de Ti-6Al-4V para avión Boeing 757 fabricado mediante a) unión de subcomponentes y b) mediante SPF [Semiatin, 2006].

Además, el SPF puede combinarse con otros procesos de fabricación como la unión por difusión (Diffusion Bonding) o la embutición profunda (Deep Drawing), lo que permite combinar las ventajas de ambos.

Sin embargo, el proceso cuenta también con varias limitaciones: 1) los elementos del equipamiento deben ser de materiales altamente resistentes al calor; 2) es necesario un equipo que pueda proporcionar altas temperaturas y tonelaje para hacer frente a las presiones de conformado; 3) se necesitan tiempos de precalentamiento largos para alcanzar la temperatura de

conformado; 4) es necesaria una atmósfera protectora, por ejemplo, de argón, para evitar una excesiva oxidación del material.

### 1.3 Limitaciones

El “Hot Forming” y el SPF son actualmente dos tecnologías recurrentes y bien consolidadas para la producción standard de piezas hechas de Ti-6Al-4V. Sin embargo, estas tecnologías no son adecuadas para fabricar volúmenes bajos de piezas. El problema asociado a estas dos tecnologías está en el uso de utillajes y herramientas específicas que conllevan costos y tiempos de entrega demasiado elevados cuando el objetivo es fabricar pequeños lotes de piezas o en la fabricación de piezas de recambio. La etapa de industrialización, incluso de lotes grandes, donde son frecuentes cambios de diseño una vez lanzada la fabricación de los útiles es también problemática.

Como ejemplo representativo, para un componente conformado mediante SPF, la fase de industrialización entre la entrega de planos por parte de la oficina de diseño y la entrega de la primera unidad se extiende unos 8 meses. Además, para algunas aplicaciones, los componentes fabricados se deben ensayar a fatiga o impacto, por ejemplo, y si los resultados no son satisfactorios el diseño debe de modificarse. Consecuentemente, en general se requeriría de un nuevo utillaje, lo que se traduciría en otros 8 meses de plazo. En términos de costes, cada utillaje de SPF representa en torno a 100.000 €<sup>1</sup> (para un componente de 1,5 m de longitud) además de los costes de mantenimiento que no se pueden obviar. Sin embargo, los componentes se solicitan a menudo en volúmenes bajos (por debajo de 500 uds./año aproximadamente) y cada 5 años más o menos el componente se sustituye o modifica debido a las evoluciones de diseño. Con respecto al consumo de material, la ratio “buy-to-fly” de los componentes fabricados por SPF está en torno a 10:5 mientras que la fabricación de una simple pieza requiere temperaturas de en torno a 900 °C durante 3 h aproximadamente lo que se traduce en un alto coste energético.

## 2 La tecnología AISF

### 2.1 Introducción a la tecnología AISF

El Conformado Incremental Asimétrico de Chapa, en inglés conocido como Asymmetric Incremental Sheet Forming (AISF), es un proceso no convencional y relativamente novedoso, pero que dio sus primeros pasos en 1967 cuando Leszak patentó la idea [Leszak, 1967] de “Dieless forming”. Sin embargo, en aquella época la idea no era técnicamente viable debido a la inexistencia de

---

<sup>1</sup> Fuente: Airbus.

herramientas de software (p.ej. CAM) que permitieran definir trayectorias de herramienta de cierta complejidad, por lo que su desarrollo tuvo que esperar varias décadas. Así, no es hasta finales del siglo pasado y principios de este cuando empiezan a aparecer de forma más frecuente estudios sobre el tema. En los años 90, Matsubara y la empresa AMINO Corp. [Matsubara, 1994] desarrollaron las bases del proceso tal y como se conoce actualmente. AMINO Corp. es, aún hoy en día, el único fabricante de máquinas específicas para este proceso.



Figura II-5. Primer prototipo de máquina “Dieless forming” de AMINO [Amino, 2014].

Aunque la tecnología se encuentra aún en desarrollo y la mayor parte de los trabajos se enmarcan en el campo de la investigación, algunas empresas ya han apostado claramente por ella. Como ejemplo, el centro de I+D de *FORD* ha desarrollado y patentado el proceso de conformado incremental de chapa llamado Freeform Fabrication Technology (F3T)<sup>1</sup>. Con la implantación de este proceso, *FORD* pretende conseguir una reducción de costes y plazos de entrega en la fabricación de sus prototipos. Además, *AIRBUS*<sup>2</sup> cuenta con una célula robotizada de conformado incremental para tareas de I+D en una de sus plantas de Toulouse.

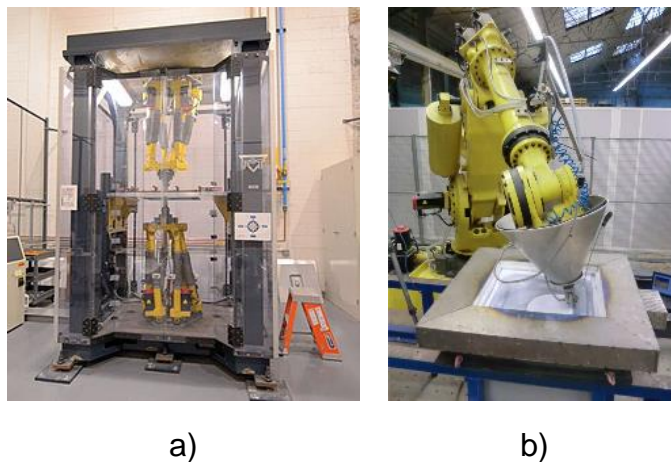


Figura II-6. a) Célula F3T de *FORD*; b) Célula robótica de SPIF de *Airbus*.

<sup>1</sup><http://www.revistadyna.com/noticias-de-ingenieria/ford-desarrolla-una-tecnologia-para-fabricacion-acelerada-de-piezas-prototipo>

<sup>2</sup><https://easn-tis.com/projects-archive/inma-project-context-and-objectives>

Por otro lado, *HONDA* utiliza el conformado incremental para fabricar series limitadas de piezas de recambio en alguno de sus modelos de vehículo [Emmens, 2010]. Concretamente, del modelo S800 el capó, con el fin de que el comprador pueda personalizar la geometría a su gusto. Para el modelo Fit HB además del capó también ha fabricado el guardabarros.



Figura II-7. Capó de Honda S800 fabricado mediante AISF [Emmens, 2010].

Poniendo el foco en el campo de la investigación, los primeros trabajos se centraban, principalmente, en estudiar la formabilidad de diversos materiales y entender los mecanismos de deformación de la tecnología. Hoy en día, los estudios se centran cada vez más en los aspectos más críticos del proceso como pueden ser el procesamiento de materiales metálicos ligeros, de baja formabilidad a temperatura ambiente, como el Ti-6Al-4V, y la mejora de la precisión geométrica de las piezas obtenidas. Estos, son los mayores retos a los que se enfrenta actualmente la tecnología para poder ser industrializada de cara a satisfacer la necesidad en la fabricación de prototipos, lotes bajos de piezas y piezas de recambio en diversos sectores como el médico, el de automoción, el aeroespacial o el aeronáutico, garantizando tanto la flexibilidad y el bajo coste que ofrece la tecnología como también la calidad esperada.

## 2.2 Definición de la tecnología AISF

El AISF o Dieless forming, es una tecnología de conformado de chapa no convencional que consiste en la deformación plástica localizada y progresiva de esta bajo la acción de una herramienta, tipo punzón generalmente, que sigue una trayectoria continua y numéricamente controlada. La Figura II-8 muestra el equipamiento básico que requiere esta tecnología que incluye un sistema de amarre para la chapa, la herramienta de conformado y un sistema CNC que mueva la herramienta a lo largo de la trayectoria programada.



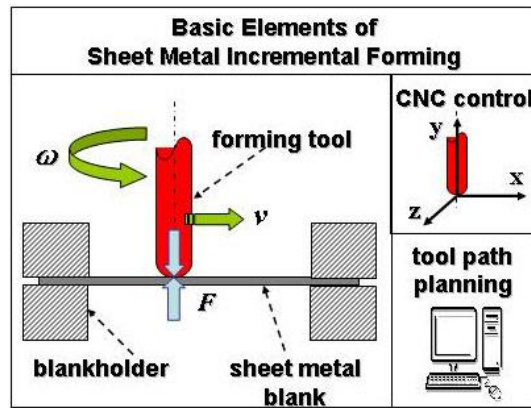


Figura II-8. Elementos básicos de la tecnología AISF [Jeswiet, 2005].

La principal ventaja del AISF consiste en que el proceso de conformado se puede realizar sin ningún tipo de matriz de “apoyo” por debajo de la chapa o bien utilizando una matriz hecha de materiales de bajo coste y fáciles de mecanizar tales como resina o madera. Esto representa una gran flexibilidad ante cualquier cambio de diseño en la pieza. Basta con cambiar la trayectoria de la herramienta y si se trabaja con matriz de apoyo mecanizar una nueva. El resultado es una importante reducción de costes y del tiempo de puesta a punto del proceso con respecto al diseño, la fabricación y la puesta a punto de las matrices que se emplean en procesos de conformado tradicionales.

Sin embargo, el proceso de AISF exige tiempos de proceso largos (del orden de las decenas de minutos o incluso horas). Por ese motivo, el proceso es adecuado para la fabricación de prototipos o lotes pequeños de piezas para los cuales los costes y plazos asociados a las matrices de procesos tradicionales resultan inadmisibles.

La tecnología AISF permite diferentes configuraciones como se representa en la Figura II-9.

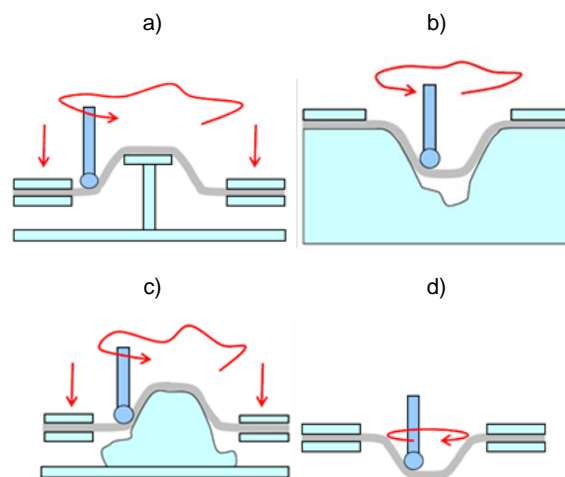


Figura II-9. Configuraciones del AISF: a) TPIF- Positivo (matriz parcial), b) TPIF- Negativo (matriz total), c) TPIF- Positivo (matriz total), d) SPIF- Negativo (sin matriz).

Así, cuando el sistema de amarre descende a medida que la herramienta deforma la chapa, la operación se denomina AISF en positivo y requiere de una matriz parcial o total. Por el contrario, si el sistema de amarre es estático y la herramienta descende deformando la chapa, la operación se denomina AISF en negativo. En este caso, la operación se puede realizar con o sin matriz por lo que las condiciones de contacto varían en función de la utilización o no de dicha matriz. En caso de no utilizar matriz, el proceso se denomina "Single Point Incremental Forming" (SPIF) y en caso contrario "Two Point Incremental Forming" (TPIF). La mayor diferencia que presenta la configuración SPIF respecto al TPIF es la ausencia de matriz. En este caso, el área de chapa a deformar se encuentra "libre" sin ningún tipo de apoyo y tan solo se amarra por sus extremos por medio de un utillaje estático. Esto hace que los patrones de deformación y tensión en la chapa difieran respecto a la configuración TPIF.

La no utilización de una matriz aumenta la flexibilidad del proceso y además facilita la toma de datos del proceso (por ejemplo, mediante cámaras). Sin embargo, la utilización de una matriz contribuye a mejorar la precisión geométrica.

## 2.3 Equipamiento

A continuación, se describen brevemente los diferentes tipos de herramientas, máquinas y utillajes que se pueden emplear en el proceso AISF.

### 2.3.1 Herramientas

Generalmente, en el proceso AISF se utilizan herramientas sólidas de cabeza semiesférica que aseguran un contacto continuo con la chapa a deformar. A partir de ahí, son varios los tipos de herramienta que se pueden utilizar dependiendo de la geometría y material que se desee conformar. En lo que respecta a su geometría las herramientas se pueden clasificar como se muestra en la Figura II-10 y como se describe a continuación.

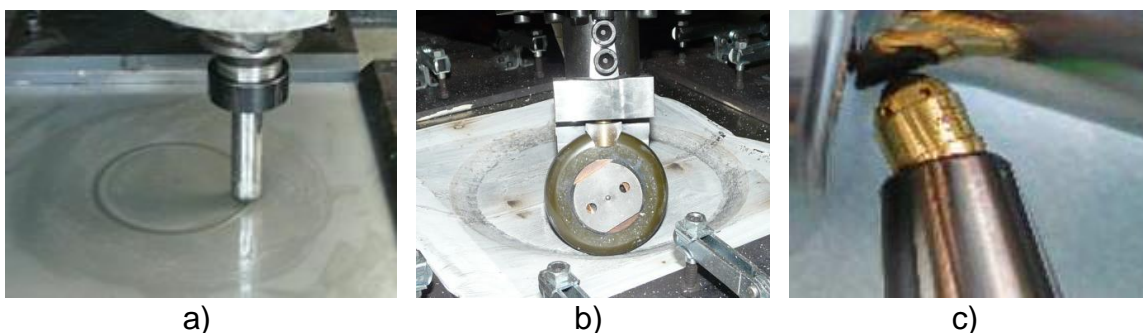


Figura II-10. Herramientas utilizadas en AISF: a) tipo punzón, b) tipo rueda y c) herramienta para bruñido hidrostático de bola, Fuente: ECOROLL.

**Herramienta tipo punzón**

- ✓ Se trata del tipo de herramienta más utilizada. Es la opción más asequible y la más simple a la hora de generar trayectorias. Los únicos requisitos que debe cumplir es que la geometría de la pieza sea viable (e.g. radio igual o menor que el radio que se desea obtener en la pieza) y que su rigidez sea lo suficientemente elevada para soportar los esfuerzos de conformado.
- × Elevada fricción entre chapa y herramienta que afecta a la calidad superficial de la chapa y hace aumentar las fuerzas del proceso.

**Herramienta tipo rueda**

- ✓ Generan condiciones de rodadura en la zona de contacto con la chapa. Al haber menos rozamiento, disminuyen los esfuerzos de conformado, aumenta la calidad superficial de la chapa y disminuye el desgaste de la herramienta.
- × Requieren del uso de una máquina de 5 ejes o robots, por lo que la programación de las trayectorias es más compleja. Además, su diseño es más complejo.

**Herramienta para bruñido hidrostático de bola (Hydrostatic ball burnishing tool)**

- ✓ Al igual que con las herramientas de tipo rueda, el rozamiento es menor debido a las condiciones de rodadura entre la herramienta y la chapa.
- × Mayor coste que las herramientas tipo punzón y que el tipo rueda ya que necesita de un equipo propio de bombeo de aceite. La zona de contacto útil de la herramienta es muy reducida, por lo que su aplicación está limitada a acabados o piezas con ángulos de inclinación muy suaves.

En lo que respecta al material de las herramientas, generalmente se utiliza acero de herramienta, el cual es adecuado para gran número de aplicaciones. Si se desea reducir la fricción entre chapa y herramienta y aumentar así la vida útil de la herramienta, se puede optar por recubrir superficialmente la cabeza semiesférica o incluso fabricar la herramienta completa con carburo cementado [Jeswiet, 2005]. A veces se recurre al empleo de materiales cerámicos cuando hay riesgo de reacción del material metálico con la chapa. En este caso, las herramientas deben ser de tipo rueda o ball burnishing para asegurar el contacto de rodadura y evitar su fractura.

**2.3.2 Máquinas**

En general, cualquier máquina CNC que disponga de al menos 3 ejes y una mesa donde apoyar el utillaje de conformado es adecuada para llevar a cabo el proceso AISF. El tipo de máquina seleccionada condicionará la geometría y el

tamaño de las piezas que se pueden realizar, así como el espesor máximo de chapa admisible para cada material. En la Tabla II-1 se resume el tipo de máquinas empleadas habitualmente en AISF con las principales ventajas y desventajas que presenta cada una de ellas.

Tabla II-1. Tipos de máquina empleadas en el proceso AISF.

Tipo de máquina	Ventaja	Desventaja
<b>Fresadora CNC de pequeño tamaño (3-5 ejes)</b>	Máquinas frecuentes en gran parte de talleres, por lo que se minimiza la puesta a punto.	Limitación del área de trabajo y de accesibilidad para ciertas geometrías.
<b>Máquina de tipo Gantry (3-5 ejes)</b>	Permite deformar piezas de tamaños mayores.	Coste elevado.
<b>Máquina exclusiva para AISF - AMINO (3 ejes)</b>	Posibilidad de fabricar piezas de grandes dimensiones.	Coste muy elevado. Sólo permite trabajar en tres ejes, por lo que la accesibilidad es limitada para ciertas geometrías.
<b>Robot (6 ejes)</b>	La opción más flexible para generar las trayectorias de herramienta y por lo tanto con mayor capacidad de fabricar piezas complejas. Su coste frente a las máquinas fresadoras es otra ventaja.	Disponen de una rigidez y repetibilidad menor, por lo que se obtiene una precisión geométrica limitada.

### 2.3.3 Utilajes

Se trata de sistemas que permiten la sujeción de la chapa por su perímetro dejando un área libre en el centro para conformar la pieza. En función de la configuración de proceso con la que se trabaje (ver Figura II-9) el utilaje puede ser móvil o estático.

Así, cuando se trabaja en positivo es necesario que el marco que sujeta el perímetro de la chapa se deslice sobre cuatro vástagos (ver Figura II-11).

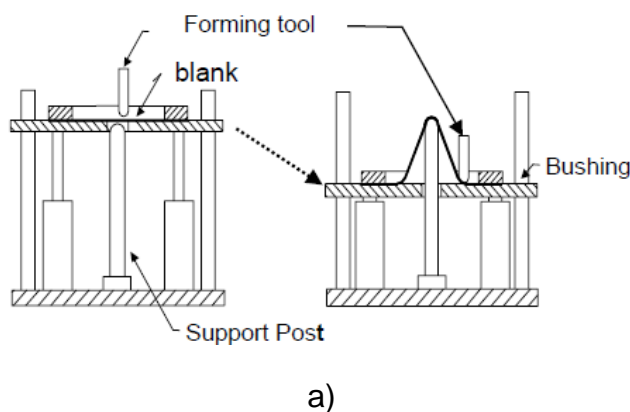


Figura II-11. Utilajes dinámicos para AISF: a) Esquema [Jeswiet, 2005] y b) Utilaje desarrollado por Tecnalia.

El sistema de amarre se mueve verticalmente junto a la chapa sobre unos cojinetes que deslizan sobre los vástagos a lo largo del eje z, mientras la herramienta empuja la chapa para deformarla.

Por el contrario, si se trabaja en negativo el utillaje debe ser estático y es únicamente la herramienta la que desciende deformando la chapa progresivamente.

## 2.4 Parámetros del proceso

La Figura II-12 muestra un esquema del proceso SPIF, es decir, la variante de estudio en el presente trabajo de Tesis Doctoral.

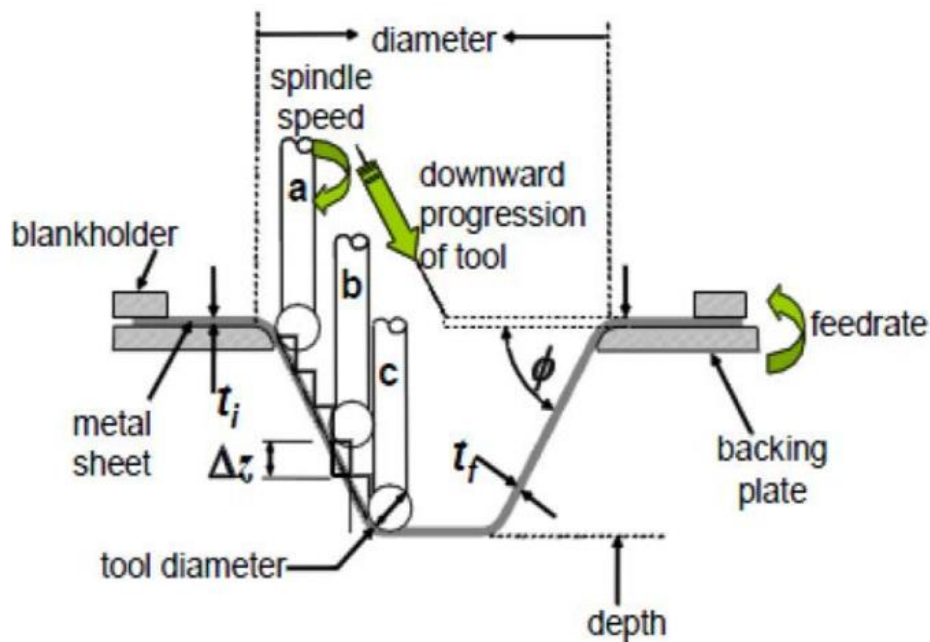


Figura II-12. Esquema del proceso SPIF de un cono [Jeswiet, 2005].

A continuación, se especifican las variables de proceso que se deben tener en cuenta a la hora de fabricar una pieza por SPIF:

- $\phi$  o  $\theta$ : ángulo de pared de la pieza ( $^\circ$ ).
- $t_i$ : espesor inicial de la chapa.
- $d$ : diámetro de la herramienta (mm).
- $\Delta z$ , Step down o paso: distancia entre líneas de trayectoria contiguas (mm).
- $f$ : velocidad de avance de la herramienta (mm/min).
- $S$  o  $n$ : velocidad de giro de la herramienta (RPM).
- Lubricante para mejorar condiciones de contacto entre herramienta y chapa. Diferentes posibilidades en función del material y condiciones de temperatura (conformado en frío o caliente).
- $T$ : Temperatura de conformado ( $^\circ\text{C}$ ).

La tecnología AISF se utiliza para conformar chapas de diversos materiales metálicos. En este sentido, la propia naturaleza del material, así como el espesor de chapa seleccionado, son factores que se deben tener en cuenta a la hora de definir los parámetros de proceso necesarios para deformar las chapas adecuadamente. Estos parámetros influirán en el resultado final de las piezas fabricadas tanto desde el punto de vista de la calidad superficial y propiedades mecánicas, así como de la precisión geométrica final obtenida.

Como es conocido, existen varias aleaciones metálicas que debido a sus condiciones microestructurales son muy difíciles de deformar a temperatura ambiente. Este es el caso del Ti-6Al-4V, por ejemplo, donde la temperatura de trabajo adquiere una gran relevancia para poder deformar el material satisfactoriamente sin llegar a la rotura.

## 2.5 Estrategias de conformado

Para la generación de las trayectorias se recurre generalmente a paquetes de software tradicionales específicos para la programación de operaciones de mecanizado. Ejemplos de ello son el módulo CAM de CATIA de *Dassault Systèmes* o POWERMILL de *Bezier*.

El tipo de estrategia de conformado se elige generalmente en función de la geometría de la pieza a fabricar y también en función de las propiedades del material seleccionado.

### 2.5.1 Trayectoria convencional

Esta estrategia de conformado representa la opción más simple en cuanto a programación CAM se refiere (basta con definir la geometría de la herramienta, la velocidad de avance y el paso), además de ser la que genera trayectorias de herramienta más cortas (menor tiempo de operación). Consiste en obtener la geometría de la pieza con una sola etapa de conformado, haciendo que la herramienta siga el contorno del modelo CAD.

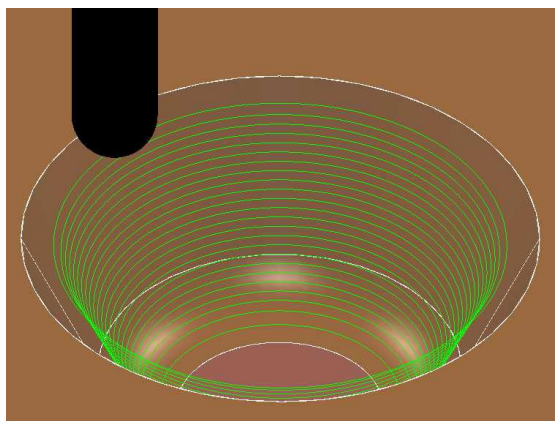


Figura II-13. Estrategia con trayectoria de herramienta convencional.

Existen diferentes opciones a la hora de definir el paso de la herramienta, bien como un valor fijo según el eje Z, medido sobre la superficie a generar o adaptándose a las características geométricas (p.e. contorno) de dicha superficie.

La principal desventaja que presenta este tipo de trayectoria es la limitación a la hora de conformar ángulos de pared elevados dependiendo del material.

### 2.5.2 Trayectorias especiales

En AISF la deformación se produce localmente bajo la acción de la herramienta. Esta característica se puede utilizar para controlar la deformación de la chapa a través de la trayectoria de la herramienta. Así, dependiendo de la trayectoria de la herramienta definida se obtendrán diferentes estados de deformación. De esta forma, las limitaciones a la hora de conformar ángulos de pared elevados utilizando la trayectoria de herramienta convencional pueden ser superadas si se define una estrategia de conformado adecuada mediante la definición de trayectorias especiales [Dufloy, 2008-b].

En este sentido, la estrategia más común es el empleo de las denominadas trayectorias multi-etapa que consisten en ir deformando geometrías intermedias en varias etapas hasta llegar a la geometría final [Behera, 2017]. Dependiendo del material y de las características de la estrategia, es posible fabricar piezas con ángulos de pared de  $90^\circ$  e incluso mayores.

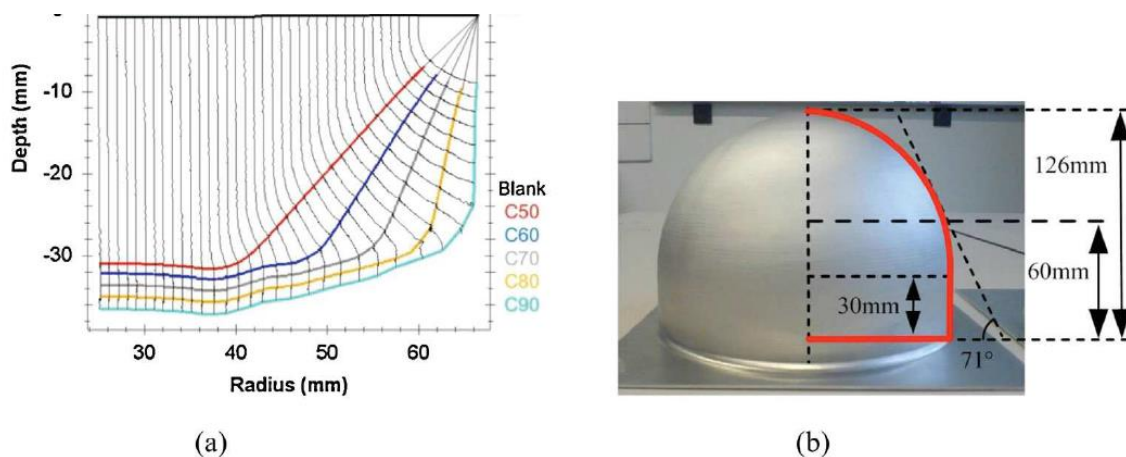


Figura II-14. Ejemplos de trayectorias multi-etapa: a) 5 etapas para fabricar un cono de  $90^\circ$ ; b) Molde de recipiente a presión fabricado con esta estrategia [Behera, 2017].

Sin embargo, estas trayectorias son más complejas de programar y aumentan el tiempo de la operación.

## 2.6 Mecánica de la deformación en AISF

La capacidad de deformación o formabilidad que presentan los materiales, ha sido desde el inicio uno de los principales factores de estudio en el campo de la

tecnología AISF. En el presente subapartado se describen tres elementos que son importantes para entender la mecánica de la deformación y la manera en la que se evalúa la formabilidad de los materiales en el campo del AISF. Estos tres elementos son, la denominada “Ley del Seno”, las curvas FLC (Forming Limit Curves) y la utilización de indicadores específicos del proceso.

### 2.6.1 Ley del Seno

El proceso de spinning se considera el precursor del AISF y ambos se enmarcan dentro de los denominados procesos de conformado incremental de chapa o *Incremental Sheet Forming (ISF)* [Jeswiet, 2005]. En el proceso de spinning el fenómeno que gobierna la deformación de la chapa es la cortadura y debido a ello el espesor de la chapa deformada se puede estimar de manera ideal mediante la expresión comúnmente conocida como *Ley del Seno*:

$$t_{final} = t_{inicial} * \sin (90 - \varnothing)$$

siendo,

$t_{inicial}$  = Espesor inicial de la chapa.

$t_{final}$  = Espesor final de la chapa.

$\varnothing$  = Ángulo de pared de la pieza.

En el caso del AISF, las deformaciones están también principalmente asociadas al fenómeno de cortadura, el cual genera en la pieza un estado de deformación prácticamente uniaxial según la dirección de la inclinación. Sin embargo, en este caso, las chapas están también sometidas a condiciones de doblado y estiramiento, especialmente al inicio de la deformación y cuando se trabaja sin matriz de apoyo como es en el caso del SPIF. Esto da lugar a perfiles de espesor reales en los que la ley del seno no se cumple al inicio de la operación y posteriormente lo hace sólo de manera aproximada, tal y como se puede ver en la Figura II-15-a. Como se observa en la imagen, en SPIF se detectan generalmente dos zonas de deformación diferenciadas a lo largo de la profundidad de la pieza conformada:

- Tramo inicial con deformación asociada a la flexión de la chapa.
- Resto de pieza con deformación asociada principalmente a esfuerzos de cortadura.

Además, si el ángulo de pieza a deformar es elevado, entre los dos tramos mencionados se genera una zona de “necking” o estrechamiento localizado (ver Figura II-15-b). Este efecto es similar al que se produce en los ensayos de tracción, siendo un fenómeno característico del proceso de SPIF cuando se aplica la estrategia de conformado convencional, es decir, una sola etapa de



conformado para obtener la geometría. La ley del seno no predice este comportamiento y por lo tanto se debe remarcar que para el caso del SPIF esta expresión es tan solo una aproximación para estimar el espesor final de chapa conformada en una sola etapa.

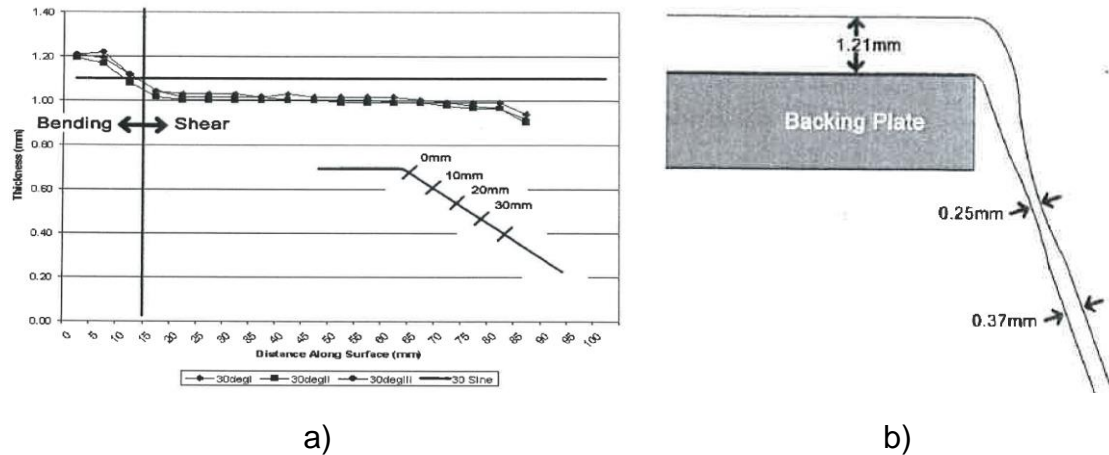


Figura II-15. a) Perfil de espesores de una pared de cono de ángulo de pared constante de 30° y b) detalle de “necking” presente en una pieza de ángulo de pared de 70° [Young, 2004].

Por otro lado, como se ha descrito anteriormente, la expresión relaciona el espesor final de la chapa con el espesor inicial y el valor de ángulo de pared deformado y de ella se deduce que a medida que aumenta el valor del ángulo de pared, el espesor final disminuye, llegando a 0 para el caso de paredes verticales ( $\theta = 90^\circ$ ). De ahí se desprende que en la teoría sería imposible obtener paredes verticales. Sin embargo, en la práctica se utilizan varias estrategias que lo hacen posible, básicamente deformando las chapas utilizando varias etapas de conformado o preformas intermedias hasta llegar a la geometría final tal y como se explicaba en el subapartado 2.5.2.

## 2.6.2 Límites de formabilidad

### Curvas FLC

Habitualmente, en los procesos de conformado de chapa convencionales como puede ser la embutición profunda, se utilizan los diagramas FLD (Forming Limit Diagrams) para el análisis de la formabilidad de los materiales [Isik, 2014] [Centeno, 2017]. El diagrama FLD consiste en una gráfica que representa la deformación principal mayor,  $\epsilon_1$ , frente a la menor,  $\epsilon_2$ , y que muestra una línea denominada “Curva Límite de Conformado” o FLC (Forming Limit Curve).

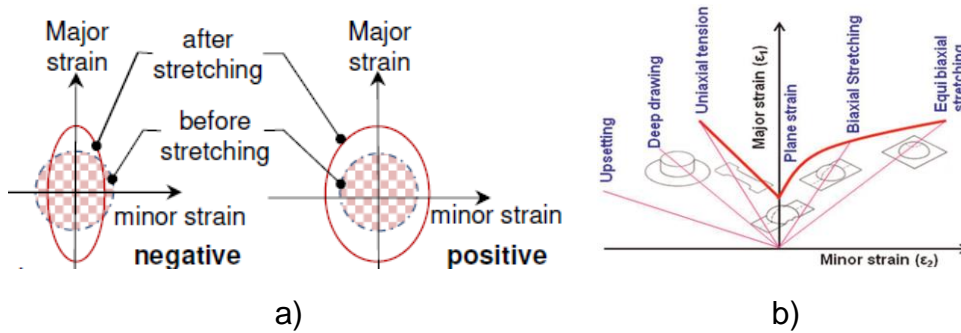


Figura II-16. a) Esquema de deformaciones principales positiva y negativa [Uheida, 2017] y b) Diagrama FLD típico de procesos de conformado convencionales [Paul, 2013].

Generalmente, esta curva se obtiene mediante el ensayo tipo Nakazima [Centeno, 2014]. Este, consiste en estirar probetas planas (de diferentes anchuras) que se encuentran amarradas por sus extremos, mediante un punzón hemiesférico de 100 mm de diámetro, hasta que se produce la rotura, generándose diferentes estados de deformación en función de la geometría de la probeta. Las curvas FLC tratan por tanto de proporcionar una descripción gráfica de los ensayos de fractura realizados y así establecer unos límites de deformación. En el caso del AISF, se emplean, por lo general, metodologías diferentes para obtener las FLC. Lo más habitual es la fabricación de geometrías tipo en las que se generen los estados de deformación asociados a piezas conformadas por AISF. Así, diversos estudios ponen de manifiesto que la tecnología se caracteriza por un aumento de la capacidad de deformación o formabilidad de los materiales con respecto a los procesos de conformado de chapa convencionales.

Shim y Park [Shim, 2001] recomiendan un tipo de ensayo para construir las curvas FLC que consiste en imponer de manera alterna desplazamientos verticales y horizontales de la herramienta y así conformar una ranura profunda y recta en la zona central de una probeta cuadrada. Así, caracterizan la formabilidad del Al 1050 recocido mediante el análisis de las deformaciones principales en las zonas adyacentes a las grietas generadas tras llegar a la rotura. Concluyen que en las esquinas de las piezas se desarrollan mecanismos de deformación cercanos al estiramiento equi-biaxial mientras que en las zonas planas se desarrollan mecanismos de estiramiento de deformación plana. Las grietas se producen principalmente en las esquinas porque las deformaciones en estas zonas son mayores.

Filice et al. [Filice, 2002] deforman también chapas de AA 1050-O para evaluar su formabilidad. Para ello, utilizan otro tipo de ensayos con el objetivo de generar y cubrir las diferentes condiciones de deformación posibles en SPIF y consecuentemente construir las curvas FLC asociadas al proceso (ver Figura II-17).

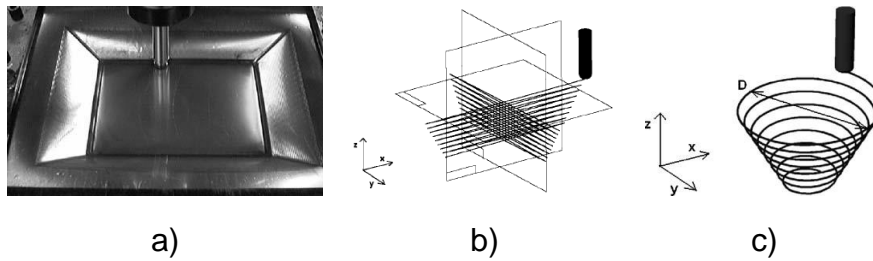


Figura II-17. Diferentes condiciones de deformación en SPIF: a) estiramiento uniaxial, b) estiramiento biaxial y c) trayectoria en espiral [Filice, 2002].

Concluyen que el proceso se caracteriza por tener mecanismos de deformación de estiramiento local que determinan unas curvas FLC diferentes a las tradicionales. Al igual que en el estudio de Shim y Park, las curvas FLC obtenidas son rectas con pendiente negativa en el cuadrante positivo de la deformación principal menor ( $\epsilon_{min}$ ) del FLD como se observa en la Figura II-18.

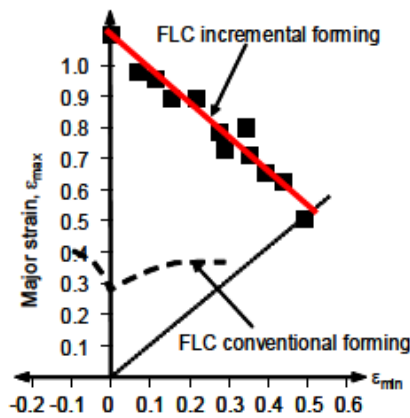


Figura II-18. FLC del AA 1050-O para conformado incremental y convencional [Filice, 2002].

Indicadores de formabilidad en AISF

En AISF, generalmente, solo se detectan deformaciones bi-axiales en zonas concretas como pueden ser las esquinas de las piezas y así, en los diagramas FLD la mayoría de las deformaciones se localizan cerca del eje de deformación máxima,  $\epsilon_1$  (ver Figura II-19).

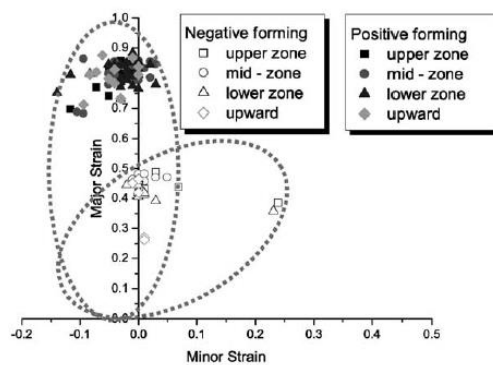


Figura II-19. Distribución de deformaciones de una pieza piramidal obtenida mediante AISF en negativo y positivo [Park, 2003].

Por esta razón, en el campo del AISF la formabilidad de los materiales se representa o caracteriza habitualmente por medio de un parámetro de proceso como es el ángulo de pared  $\phi$  [Jeswiet, 2005]. En concreto, el indicador de la formabilidad para cada material sería el ángulo de pared máximo con el que se puede deformar la chapa sin llegar a la rotura ( $\phi_{\max}$ ).

En este sentido, Micari y Ambrogio [Micari, 2004] definen una pieza de referencia para obtener el  $\phi_{\max}$  de cada material. Se trata de una geometría en forma de tronco de cono que cuenta con un diámetro base ( $D_0$ ) de 72 mm y una altura ( $H$ ) de 40 mm (ver Figura II-20). Haciendo uso de esta, se realizan ensayos variando el ángulo de pared del cono hasta llegar al valor de rotura que corresponde al momento en el que se produce el desgarro de la pieza.

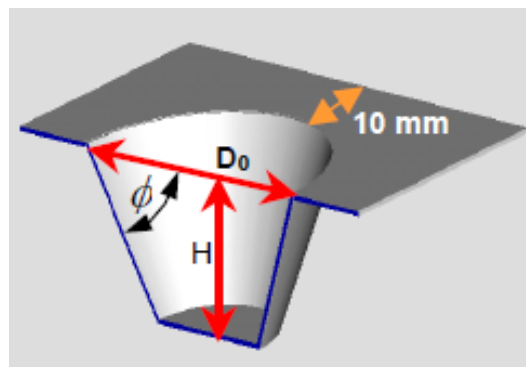


Figura II-20. Cono referencia para obtención de  $\phi_{\max}$  [Micari, 2004].

Por otro lado, Hussain y Gao [Hussain, 2007] proponen un método para reducir el número de ensayos necesarios para obtener el ángulo máximo de pared admisible ( $\phi_{\max}$ ) de cada material. Así, presentan una geometría axi-simétrica de revolución con ángulo de pared variable que aumenta a medida que aumenta la profundidad de la pieza. Se trata de conformar la geometría bajo unas condiciones de ensayo determinadas hasta llegar a la rotura que teniendo en cuenta el esquema representado en la Figura II-21 se espera que se produzca en un punto  $D(x_d, y_d)$ , antes de llegar a la profundidad de diseño.

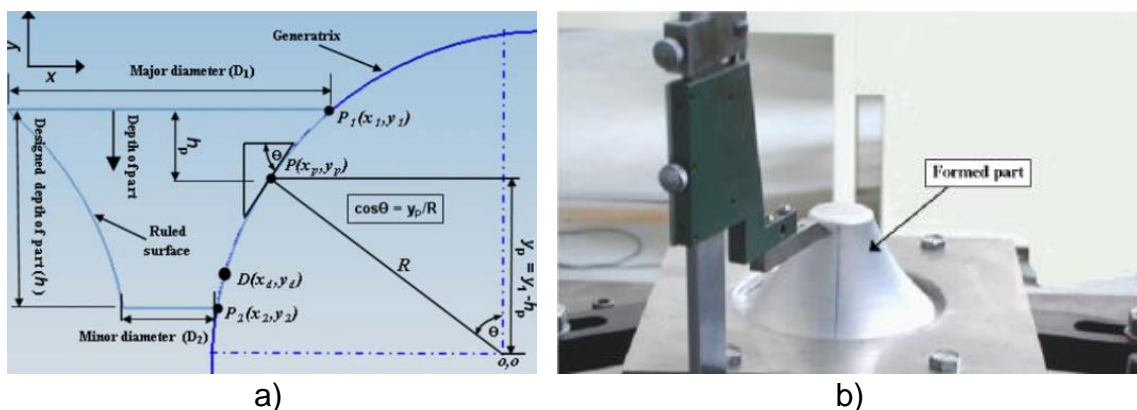


Figura II-21. Geometría con ángulo de pared variable para obtener el ángulo máximo de pared admisible. a) Esquema en 2D y b) pieza real conformada [Hussain, 2007].

### 3 Estado del arte de la tecnología AISF en caliente

#### 3.1 Soluciones para conformar aleaciones metálicas ligeras

Las aleaciones metálicas ligeras se utilizan cada vez más en industrias como la aeronáutica, la aeroespacial o la automovilística debido a las grandes prestaciones mecánicas que ofrecen y las ventajas tanto funcionales como medioambientales que conlleva su uso. Sin embargo, es sabida la baja formabilidad que tienen estos materiales a temperatura ambiente debido a sus características microestructurales. Es por ello por lo que estos materiales requieren de altas temperaturas para ser conformados.

Hasta la fecha, en lo que a la tecnología AISF en caliente se refiere, se han publicado varios estudios en los que se presentan varios métodos de calentamiento para deformar aleaciones de aluminio, magnesio y titanio principalmente. Estos métodos de calentamiento se pueden dividir en dos grandes grupos:

- A) Por un lado, están los que tienen un calentamiento de naturaleza dinámica y local (DL), donde se calienta únicamente la intercara herramienta-chapa para disminuir la resistencia a la fluencia en dicho punto y mantener el resto de la chapa a temperatura ambiente a lo largo de todo el proceso, siendo la fuente de calentamiento un láser, corriente eléctrica, elevadas velocidades de rotación de la herramienta o un sistema de inducción. Este proceso se considera dinámico porque el punto a calentar varía constantemente a lo largo del ensayo siguiendo la trayectoria de la herramienta.
- B) Por otro lado, los que tienen un calentamiento de naturaleza estática y global (EG), donde se calienta globalmente toda la chapa o parte de ella por medio de dispositivos de calentamiento estáticos integrados en el utillaje del sistema como sopladores de aire caliente, bandas calefactoras o resistencias eléctricas. En este caso, la resistencia a la fluencia disminuye globalmente en toda la chapa.
- C) Adicionalmente, existe la opción de combinar ambos métodos (DL + EG) con el objetivo de integrar los beneficios de cada uno de los métodos.

En la siguiente tabla se recogen los trabajos más relevantes que se han publicado hasta la fecha en el campo del AISF en caliente desglosados en los tres métodos de calentamiento indicados anteriormente, y donde para cada trabajo se especifica la configuración de proceso utilizada, la fuente de calor empleada para calentar las chapas, así como los materiales de estudio.

Tabla II-2. Trabajos más relevantes publicados en el campo del AISF en caliente.

Tipo	Estudio	Con.	Fuente de calor	Materiales
Dinámico y Local (DL)	[Duflou, 2007] [Duflou, 2008-a]	SPIF	Láser	AA5182 / 65Cr2 / Ti-6Al-4V
	[Göttmann, 2011]	SPIF	Láser	Ti Grado 2 / Ti-6Al-4V
	[Fan, 2008] [Fan, 2010]	SPIF	Corriente eléctrica	AZ31 / TiAl <sub>2</sub> Mn <sub>1,5</sub> / Ti-6Al-4V
	[Ambrogio, 2012]	SPIF	Corriente eléctrica	AA2024-T3 / AZ31B-O / Ti-6Al-4V
	[Honarpisheh, 2016] [Najafabady, 2016]	SPIF	Corriente eléctrica	Ti-6Al-4V
	[Buffa, 2013]	SPIF	Giro de herramienta	AA1050-O / AA1050-H24 / AA6082-T6
	[Xu, 2013]	SPIF	Giro de herramienta	AA5052-H32
	[Grün, 2018]	SPIF	Giro de herramienta	Ti-6Al-4V
	[Al-Obaidi, 2016]	SPIF	Inducción	DC04 / DP980 / 22MnB5
	[Ambrogio, 2017]	SPIF	Inducción	Ti-6Al-4V
Estático y Global (EG)	[Ji, 2008]	TPIF	Sopladores de aire	AZ31
	[Ambrogio, 2008]	SPIF	Banda calefactora	AZ31
	[Zhang, 2009]	SPIF	Horno	AZ31
	[Galdos, 2012]	SPIF	Fluido caliente	AZ31B
	[Khazaali, 2016]	SPIF	Elementos calefactores	Ti-6Al-4V
	[Naranjo, 2019]	SPIF	Resistencias eléctricas	Ti-6Al-4V
DL + EG	[Palumbo, 2012]	SPIF	Giro de herramienta + Resistencias eléctricas	Ti-6Al-4V

A continuación, se comentan las principales contribuciones de estos trabajos al desarrollo del AISF en caliente.

### 3.1.1 Calentamiento de naturaleza dinámica local

#### Fuente de calor: Láser

Duflou et al. [Duflou, 2007] [Duflou, 2008-a] introducen el concepto de calentamiento dinámico local mediante láser que consiste en calentar dinámicamente la zona de contacto entre herramienta y chapa mientras las zonas adyacentes se mantienen aproximadamente a temperatura ambiente. El objetivo en este caso es aumentar la ductilidad del material tan solo en la zona mencionada y mantener una temperatura lo suficientemente baja en las zonas adyacentes para asegurar una rigidez apropiada. Por lo tanto, lo que se busca es un foco caliente que se mueva de una manera sincronizada junto con la herramienta de conformado. Para este propósito se requiere de una fuente de calor localizada que sea capaz de generar un aporte de calor directo en la zona de contacto con la herramienta. En la Figura II-22 se muestra el equipamiento desarrollado por Duflou et al. [Duflou, 2007]. En este caso, la configuración SPIF permite el aporte de calor desde la zona de la chapa por donde no pasa la herramienta.

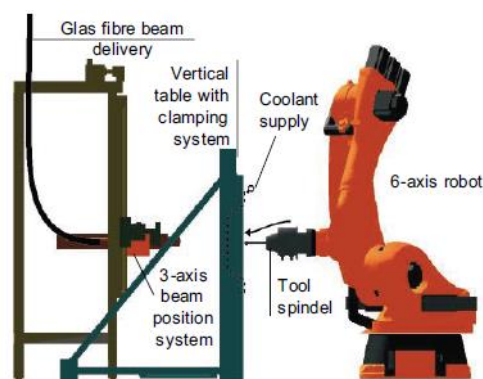


Figura II-22. Equipamiento para SPIF con calentamiento dinámico mediante láser desarrollado por Duflou et al. [Duflou, 2007].

Esta configuración consta de un robot donde se coloca la herramienta de conformado. Como sistema de calentamiento se utiliza un láser Nd-YAG de 500 W con haz de fibra de vidrio. La lente que focaliza el spot laser se monta en un sistema de posicionamiento de 3 ejes que está vinculado al controlador del robot, permitiendo así el movimiento sincronizado respecto a la herramienta. Con este dispositivo Duflou et al., evalúan experimentalmente con diferentes aleaciones (Al 5182, Ti-6Al-4V y 65Cr2) el efecto del calentamiento local sobre las fuerzas de proceso, la precisión geométrica, la formabilidad y las tensiones residuales en las piezas conformadas.

Como se observa en la Figura II-23-a, se consiguen reducciones de hasta un 50% en la fuerza requerida para deformar aluminio Al 5182 a temperaturas de alrededor de 300 °C respecto a los valores a temperatura ambiente. En la

Figura II-23-b se observa también una mejora en la precisión geométrica con la variante del proceso en caliente al conformar una geometría cónica de la aleación 65Cr2. Esta mejora está asociada al descenso del efecto springback y también de la deformación plástica no deseada en el borde de la pieza como sugiere, por ejemplo, el borde más agudo generado en la zona A de la Figura II-23-b.

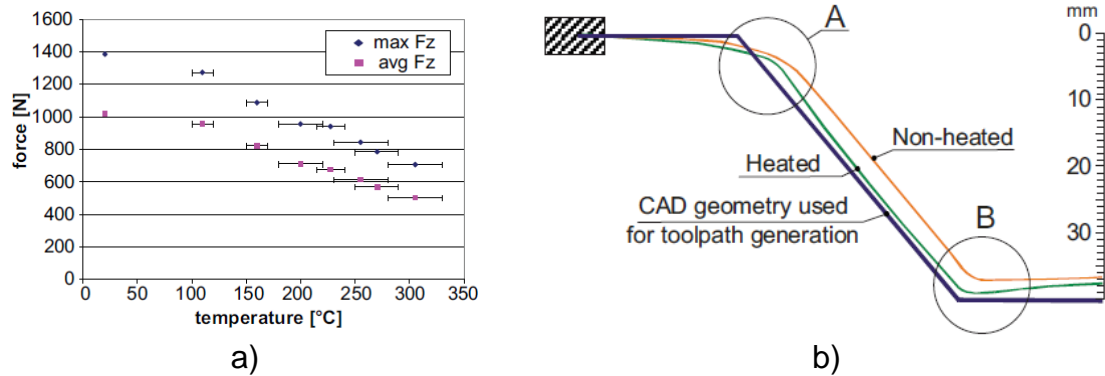


Figura II-23. a) Fuerza para conformar Al 5182 en función de la temperatura y b) Geometría cónica de 65Cr2 obtenida con variantes de proceso en frío y caliente [Duflou, 2007].

Respecto a la formabilidad del Ti-6Al-4V, en el rango analizado la combinación de parámetros óptima permite conformar satisfactoriamente una geometría cónica con un ángulo máximo de  $56^\circ$  mientras que sin calentamiento no es posible conformar piezas con ángulo mayor de  $32^\circ$ .

Finalmente, Duflou et al. [Duflou, 2007] concluyen que si se selecciona una configuración adecuada para el aporte de calor y el enfriamiento de la chapa, los campos de temperatura generados pueden contribuir a una relajación de tensiones "in-process", al contrario de lo que se podría esperar ya que generalmente los procesos de calentamiento selectivos son fuente de gradientes elevados de temperatura y consecuentemente de tensiones térmicas en las piezas procesadas. La Figura II-24 muestra dos piezas de Ti-6Al-4V después de ser liberadas del amarre. Los niveles de tensiones elásticas residuales, que deforman visiblemente la pieza al ser liberada en el caso del conformado en frío, se reducen significativamente en el caso de la pieza conformada en caliente.



Figura II-24. Geometría de Ti-6Al-4V obtenida con las variantes de proceso en frío (A) y caliente (B) por Duflou et al. [Duflou, 2007].



Göttman et al. [Göttmann, 2011] introducen una segunda configuración para el SPIF asistido por láser. En esta configuración, el láser y la herramienta de conformado actúan en el mismo lado de la chapa metálica. Así, desarrollan un sistema que permite el posicionamiento del foco del láser justo delante de la herramienta mediante ópticas colocadas en el cabezal de la máquina. En la Figura II-25 se muestra la configuración experimental propuesta por Göttman et al. [Göttmann, 2011].

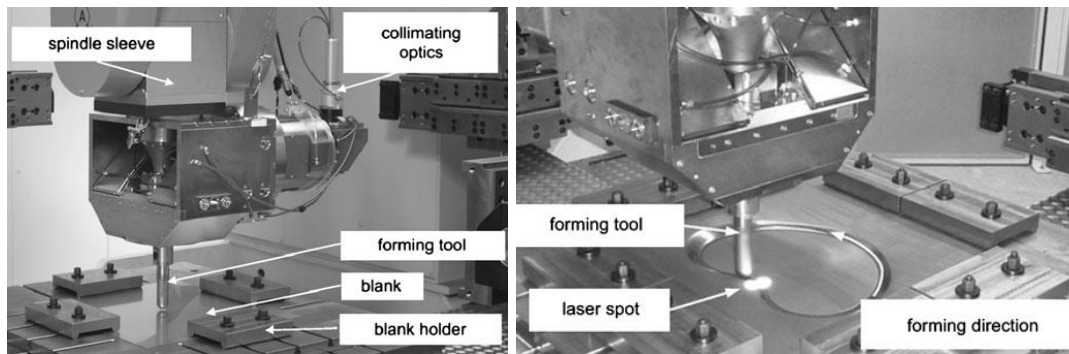


Figura II-25. Configuración experimental y posición del foco láser en la chapa durante el conformado utilizada por Göttman et al. [Göttmann, 2011].

Con el objetivo de evaluar la eficacia del equipamiento para fabricar componentes de geometrías complejas, se realiza un análisis de la formabilidad tanto del Ti grado 2 como del Ti grado 5 (Ti-6Al-4V) mediante la fabricación de conos con base en forma de “riñón” con ángulo de pared de 60° y 110 mm de profundidad, utilizando chapas de 1,5 mm de espesor y un lubricante de película seca de base carbono. Para ello, fabrican varias piezas variando el diámetro de la herramienta (20 o 30 mm) tanto a temperatura ambiente como calentando localmente la chapa mediante el láser hasta temperaturas de en torno a 400 °C. Además, aplican a las herramientas (rígidas de cabeza esférica) un recubrimiento superficial con el objetivo de aumentar su resistencia al calor y reducir la fricción generada. Como indicador de la formabilidad, Göttman et al. utilizan la profundidad de pieza alcanzada en el momento de la rotura. Se detectan dos tipos de fallo en las piezas que son la formación de grietas debido a la superación del límite de formabilidad y penetración por input térmico excesivo en la chapa.

Con respecto al Ti-6Al-4V se concluye que la formabilidad aumenta considerablemente con el calentamiento, pese a que en ningún caso se llega a conformar satisfactoriamente por completo la pieza. Por el contrario, en el caso del Ti grado 2 y a diferencia de en ensayos previos, no se observa mejora de la formabilidad a temperaturas elevadas debido a los problemas de fricción y desgaste de herramienta detectados en el estudio. Durante el proceso de conformado el recubrimiento superficial aplicado a las herramientas desaparece y esto, unido a la tendencia del acero a reaccionar con el titanio,

particularmente con el aumento de la temperatura, causa un gran desgaste abrasivo tanto en las piezas como en las herramientas tal y como se observa en la Figura II-26. Por lo tanto, pese a que el calentamiento por láser aumenta la formabilidad del Ti-6Al-4V, Göttman et al. [Göttmann, 2011] concluyen que tanto el control de la temperatura como la reducción de la fricción y el desgaste en la herramienta son fundamentales para el desarrollo del proceso.

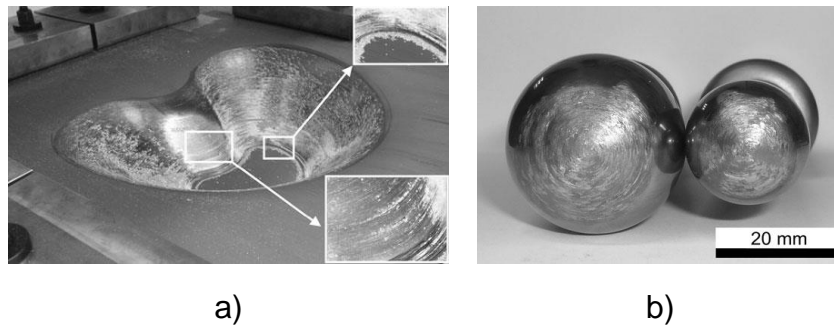


Figura II-26. a) Cono de Ti grado 2 después del conformado con detalle de los dos tipos de fallo observados en la pieza y b) desgaste de la herramienta [Göttmann, 2011].

#### Fuente de calor: Corriente eléctrica (Efecto Joule)

Fan et al. [Fan, 2008] proponen otra alternativa de calentamiento dinámico y local pero en este caso utilizando un sistema de calentamiento eléctrico. Los objetivos son los mismos que persigue el calentamiento mediante láser, es decir, calentar la intercara herramienta-chapa, pero la configuración utilizada en este caso es más sencilla y por lo tanto menos costosa. La Figura II-27 describe el principio del SPIF eléctrico. El sistema lo componen, una fuente de potencia CC, cables, la herramienta de conformado y la chapa a deformar que constituyen un circuito cerrado. Según la ley de Joule, cuando una corriente continua fluye desde la herramienta a la chapa, la alta densidad de corriente que la atraviesa genera calor. Esto hace que la temperatura en la zona localizada chapa-herramienta aumente, aumentando también la ductilidad del material en dicha zona.

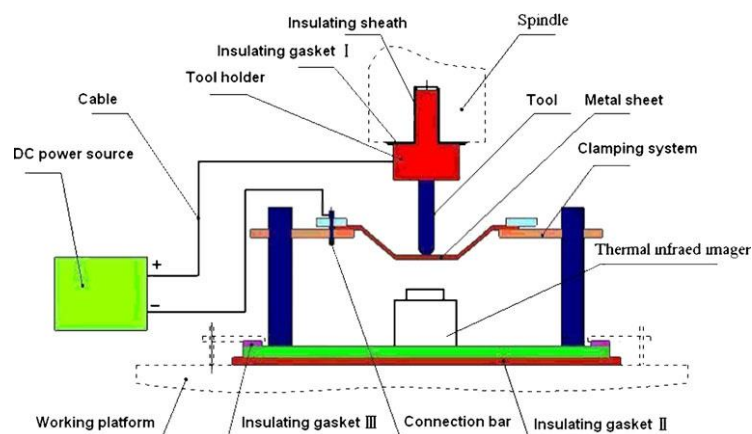


Figura II-27. Configuración del conformado incremental eléctrico [Fan, 2008].

Inicialmente, Fan et al. analizan la eficacia del sistema propuesto evaluando la formabilidad del AZ31 por medio de la geometría cónica con ángulo de pared variable propuesta en [Hussain, 2007] y concluyen que la corriente eléctrica, la velocidad de avance, el diámetro de herramienta y el paso tienen influencia sobre la formabilidad. En este sentido, el aumento de la corriente eléctrica hace aumentar la temperatura y consecuentemente la formabilidad del material. Sin embargo, valores excesivamente altos de corriente no son recomendables ya que la chapa podría llegar a quemarse. Por otro lado, un aumento de la velocidad de avance, del diámetro de la herramienta o del paso disminuyen la temperatura y por lo tanto la formabilidad del material. Además, valores excesivamente bajos de la velocidad de avance y del diámetro de la herramienta hacen también que la chapa se queme.

Posteriormente, Fan et al. [Fan, 2010] estudian el potencial del SPIF eléctrico para conformar Ti-6Al-4V, lo cual es posible si se utiliza un lubricante, un método de lubricación y un rango de temperatura adecuados. En cuanto a la lubricación, las elevadas temperaturas necesarias para conformar el material, por encima de 500 °C, hacen que los lubricantes líquidos, tales como los aceites minerales y de máquina, no sean adecuados para este propósito ya que se descomponen a altas temperaturas, e introducen la necesidad de emplear lubricantes en estado sólido. Sin embargo, lubricantes como el polvo de MoS<sub>2</sub> o el nitruro de boro, no son adecuados para obtener calidades superficiales aceptables (ver Figura II-28-a y b).

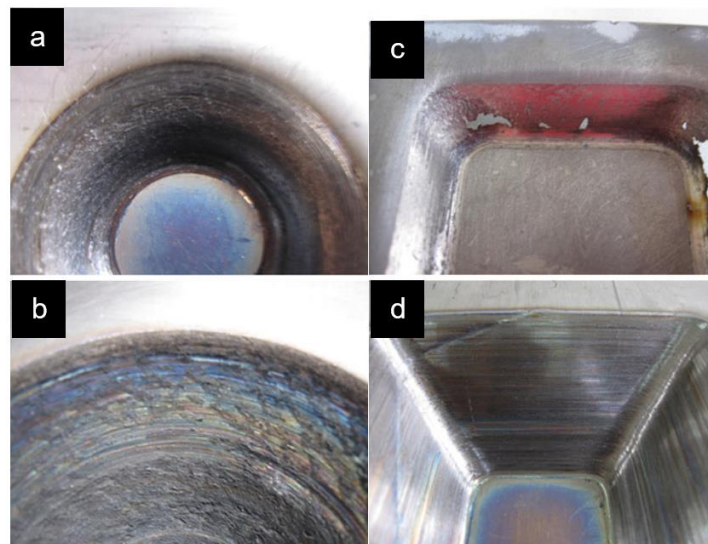


Figura II-28. Piezas de Ti-6Al-4V fabricadas mediante SPIF eléctrico con lubricante: (a) Polvo de MoS<sub>2</sub>; rugosidad media, 21.5  $\mu\text{m}$ , (b) Nitruro de boro; rugosidad media, 41.4  $\mu\text{m}$ , (c) Pasta de MoS<sub>2</sub> y proceso de oxidación micro-arco; rugosidad media, 43  $\mu\text{m}$  y (d) Compuesto de matriz metálica de disulfuro de Ni; rugosidad media, 5.8  $\mu\text{m}$  [Fan, 2010].

Tampoco lo es, al contrario de lo que sucede con el titanio CP [Hussain, 2008], la pasta con base en polvo de MoS<sub>2</sub> y grasa ya que a altas temperaturas el

recubrimiento superficial comienza a desprenderse con el consiguiente aumento de la fricción, llegándose a la rotura de la pieza (ver Figura II-28-c). Se llega a la conclusión de que el lubricante más adecuado para este caso es un compuesto de matriz metálica de disulfuro de Ni ( $\text{Ni-MoS}_2$ ) (Figura II-28-d).

Para evaluar la formabilidad del material, Fan et al. utilizan la geometría propuesta por Hussain y Gao [Hussain, 2007] conformándola hasta la rotura, empleando diferentes corrientes y velocidades de avance de la herramienta (ver Figura II-29) y manteniendo constantes el paso (0,3 mm) y diámetro de la herramienta (8 mm). Obtienen un  $\theta_{\max}$  de  $72^\circ$  que corresponde con el ángulo de pared de la pieza en el momento de la fractura con las condiciones del experimento b.

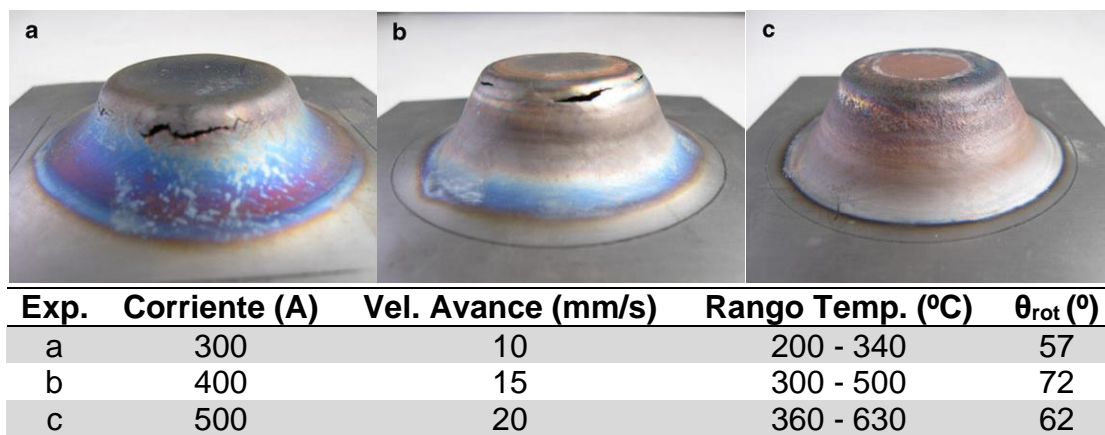


Figura II-29. Piezas de Ti-6Al-4V fabricadas mediante SPIF eléctrico a: a) 200-340 °C, b) 300-500 °C y c) 360-630 °C [Fan, 2010].

Con las condiciones del experimento a de la Figura II-29, el rango de temperatura alcanzado es de 200 - 340 °C a lo largo del proceso, temperatura que no es lo suficientemente elevada para aumentar significativamente la formabilidad del material. Además, en el estudio se recoge que, en este caso, la precisión obtenida a lo largo de toda la pieza es muy reducida, debido también a las bajas temperaturas alcanzadas. Por otro lado, durante el experimento b se consiguen temperaturas de 300 - 500 °C. Así, la zona conformada al inicio es menos precisa ya que las temperaturas iniciales son bastante bajas. Por el contrario, en el estudio se concluye que en la zona final la precisión aumenta significativamente debido al aumento de la temperatura. Cabe destacar, además, que el  $\theta_{\max}$  no se obtiene en el experimento donde se alcanzan las temperaturas más altas. Esto se debe a que por encima de cierta temperatura la chapa se oxida significativamente y, finalmente se produce su desgarro. Como conclusión, Fan et al. [Fan, 2010] recomiendan un rango de temperatura de 500 - 600 °C para conformar el Ti-6Al-4V de manera satisfactoria.

Ambrogio et al. [Ambrogio, 2012] utilizan también el calentamiento eléctrico por efecto Joule para evaluar la formabilidad de varias aleaciones ligeras. Para el análisis de la formabilidad utilizan el cono de referencia presentado por Micari y Ambrogio [Micari, 2004]. Así, definen una ventana de trabajo que tiene en cuenta los efectos térmicos debido al efecto Joule para conformar adecuadamente la aleación de aluminio AA2024-T3, la aleación de magnesio AZ31B-O y la aleación de titanio Ti-6Al-4V en función del calor suministrado. Como era de esperar, en el rango analizado con espesores de chapa de 1 mm y un diámetro de herramienta de 12 mm, aumentando el flujo de calor aumenta la formabilidad de los materiales, alcanzándose ángulos de pared máximos de 40°, 60° y 45° para el AA2024-T3, el AZ31 y el Ti-6Al-4V respectivamente. La ventana de trabajo para el Ti-6Al-4V se muestra en la Figura II-30 donde el calor suministrado a las chapas se representa mediante la energía específica ( $E_{sp}$ ), la cual depende de la resistencia del material, la intensidad de la corriente eléctrica, la velocidad de avance, el espesor de chapa y el arco de contacto entre herramienta y chapa.

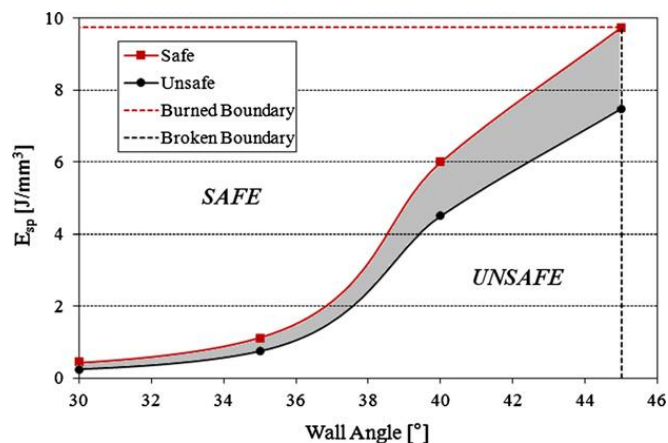


Figura II-30. Ventana de trabajo para el Ti-6Al-4V en SPIF eléctrico [Ambrogio, 2012].

En las gráficas, la banda gris representa la zona de transición entre condiciones de trabajo seguras y no seguras y de ellas se desprende que no es posible fabricar componentes con un ángulo de pared determinado sin llegar a la rotura si los valores de energía suministrados se encuentran por debajo de la “curva no segura”. Sin embargo, si los valores de energía son excesivamente elevados la pieza se quema, por lo que deben de mantenerse también por debajo de un “límite de quemado”. Por lo tanto, el área de trabajo para cada material queda delimitada por la “curva segura” y el “límite de quemado”.

Más recientemente, algunos autores se han centrado exclusivamente en el estudio del Ti-6Al-4V. En este sentido, Honarpisheh et al. [Honarpisheh, 2016] realizan un estudio para evaluar la influencia de varios parámetros de proceso sobre la formabilidad generando temperaturas de 400 - 500 °C en la intercara chapa - herramienta. Concluyen que los parámetros más influyentes en este

proceso son el amperaje de corriente, la velocidad de avance y el paso de herramienta. Como Ambrogio et al., con la combinación de parámetros adecuada obtienen un ángulo máximo de pared sin llegar a la rotura de  $45^\circ$ .

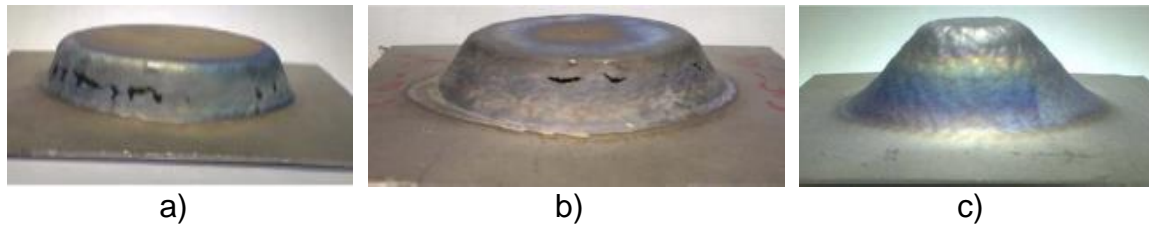


Figura II-31. Conos de Ti-6Al-4V fabricados por SPIF eléctrico con ángulos de pared de: a)  $64^\circ$ , b)  $56^\circ$  y c)  $45^\circ$  [Honarpisheh, 2016].

Por otro lado, y a diferencia de otros autores, Najafabady y Ghaei [Najafabady, 2016] presentan un equipamiento que hace uso de corriente alterna, en vez de continua, para calentar las chapas de Ti-6Al-4V. Con esta configuración se obtienen temperaturas locales de hasta  $600^\circ\text{C}$  aproximadamente.

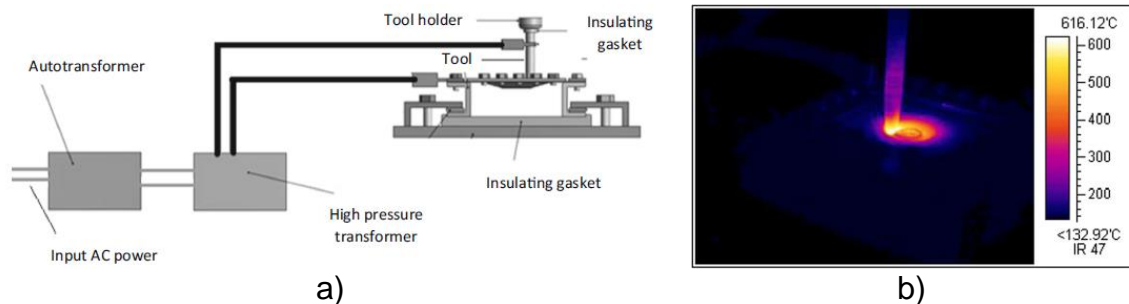


Figura II-1. a) Esquema de SPIF eléctrico con corriente alterna y b) Temperatura en la chapa durante el conformado de Ti-6Al-4V [Najafabady, 2016].

Para evaluar la eficacia del equipamiento fabrican tres geometrías diferentes (cono de pared constante de  $45^\circ$ , cono de pared variable de  $20^\circ$  a  $80^\circ$  y pirámide de  $45^\circ$ ) y estudian el efecto de varios parámetros de proceso sobre la precisión geométrica, la calidad superficial y la dureza final de la pieza. Para el estudio utilizan chapas de diferentes espesores ( $0,4 / 0,51 / 0,62$  mm) y una herramienta rígida de acero rápido de 12 mm de diámetro.

La desviación máxima respecto a la geometría deseada se produce en todos los casos al comienzo de la zona de conformado (borde de la pieza) mientras que la desviación se minimiza considerablemente después de unos pocos milímetros de penetración de la herramienta en la pieza. En el caso de la geometría de pared variable, además, la chapa se rompe antes de llegar al ángulo de diseño máximo.

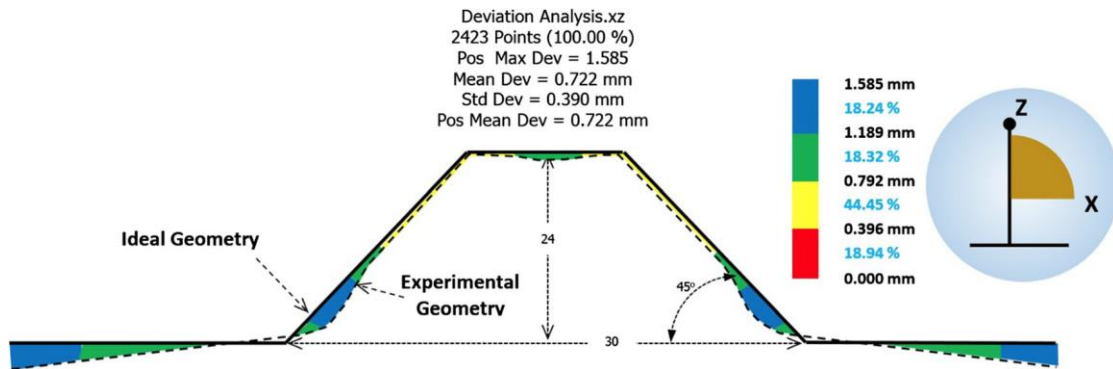


Figura II-32. Desviaciones de pieza de Ti-6Al-4V conformada mediante SPIF eléctrico con respecto a geometría objetivo, pirámide de pared 45° [Najafabady, 2016].

Respecto a la calidad superficial, el aumento del paso vertical de 0,1 a 0,3 mm se traduce en un aumento de la rugosidad en la cara interior de la pieza (cara en contacto con la herramienta) de 6,8 a 11,2  $\mu\text{m}$ . Además, la rugosidad de la cara exterior de la pieza disminuye considerablemente con el aumento del espesor de la chapa. Por su parte, la dureza dentro de la pieza aumenta considerablemente desde el borde hasta el fondo, según los autores, debido al endurecimiento por deformación.

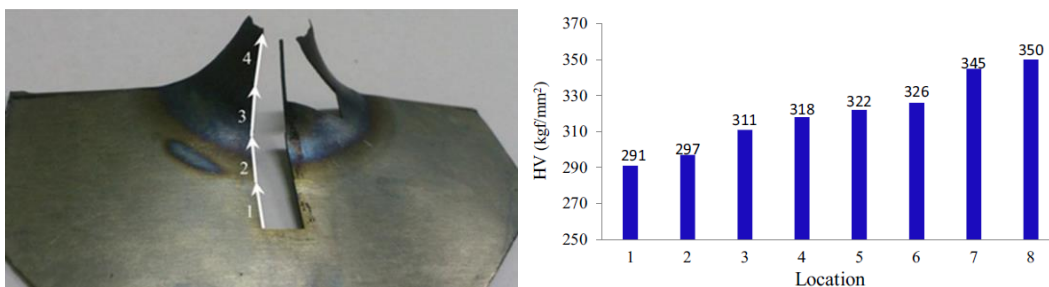


Figura II-33. Durezas en diferentes zonas de una pieza de Ti-6Al-4V fabricada por SPIF eléctrico con corriente alterna [Najafabady, 2016].

Fuente de calor: Giro de herramienta

Varios autores han utilizado el calentamiento por fricción generado al elevar la velocidad de giro de la herramienta, es decir, al aumentar la velocidad relativa entre herramienta y chapa, para aumentar la formabilidad de los materiales.

Buffa et al. [Buffa, 2013] estudian experimentalmente la formabilidad de varias aleaciones de aluminio (AA1050-H24, AA1050-O y AA6082-T6) en SPIF conformando conos de diferentes ángulos de pared mediante el empleo de diferentes velocidades de giro de la herramienta (100 - 10.000 rpm). Del estudio se desprende que cuanto mayor es la velocidad de giro, mayor es la temperatura en la chapa y consecuentemente mayor es la formabilidad de los materiales estudiados. Así, con las velocidades de giro más elevadas se obtienen incrementos del ángulo máximo de pared para el AA1050-H24, AA1050-O y el AA6082-T6 de 7,5°, 10° y 12,5° respectivamente con respecto a

los valores obtenidos con la velocidad de giro mínima. Relacionan básicamente el aumento de la formabilidad con la recristalización dinámica del material debido al aumento de la temperatura.

Xu et al. [Xu, 2013] realizan un estudio más detallado mediante una serie de experimentos de SPIF a diferentes velocidades de giro de la herramienta en el rango de 0 - 7000 rpm. Conforman conos de la aleación AA5052-H32 y exploran los diferentes mecanismos de cambio en la formabilidad inducidos por el giro de herramienta. Como muestra la Figura II-34, en general, a medida que aumenta la velocidad de giro aumenta también la formabilidad del material debido al aumento de temperatura.

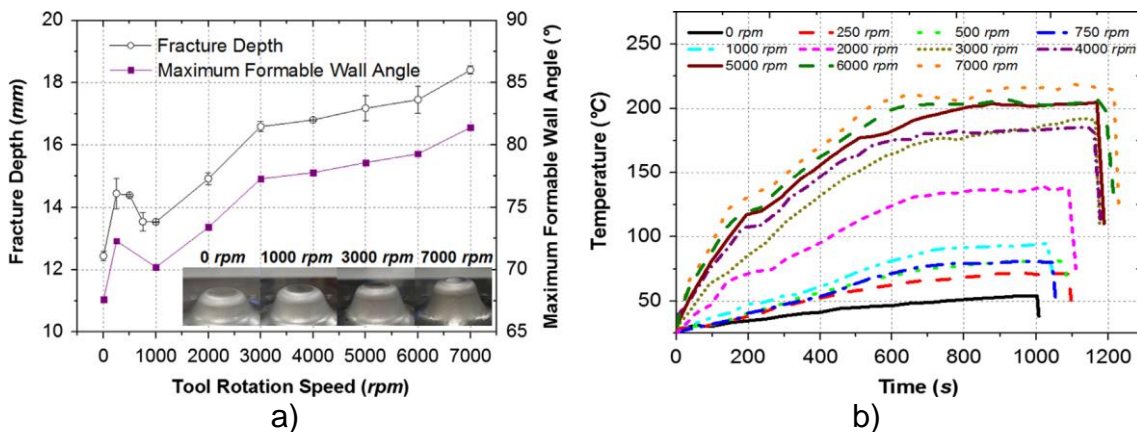


Figura II-34. a) Formabilidad del aluminio AA5052-H32 y b) Tendencia de la temperatura en la intercara herramienta-chapa a diferentes velocidades de rotación [Xu, 2013].

La formabilidad se ve influenciada tanto por la fricción como por un efecto térmico. Por un lado, en el rango de velocidades de giro bajas (0 - 1.000 rpm), se considera a la fricción como el factor principal para el cambio de la formabilidad. Así, aumenta significativamente por el efecto positivo de la reducción de la fricción que se produce cuando el giro de la herramienta pasa de 0 a 500 rpm. Esta reducción de la fricción se debe a que el modo de contacto de la herramienta varía de deslizamiento puro a una combinación de deslizamiento + rodadura [Durante, 2009]. Sin embargo, por encima de 500 rpm se observa un ligero descenso de la formabilidad debido a que la reducción de la fricción también produce un reducido “through-the-thickness shear” que según varios estudios sería beneficioso para aumentar la formabilidad [Allwood, 2009] [Eyckens, 2009]. Por otro lado, en el rango de velocidades altas (2.000 - 7.000 rpm), el efecto térmico es el factor dominante en la mejora de la formabilidad. A 2.000 rpm la ductilidad del material aumenta debido a su reblandecimiento y por encima de 3.000 rpm las temperaturas que se alcanzan son lo suficientemente elevadas para activar la recristalización dinámica, por lo que en este caso la mejora de la formabilidad se debe tanto al



reblandecimiento del material como al refinamiento de la microestructura del material.

Grün et al. [Grün, 2018] estudian el comportamiento del Ti-6Al-4V en SPIF a velocidades de rotación elevadas. Para ello fabrican varias piezas empleando chapas de 1 mm de espesor y una herramienta rígida de cabeza esférica de 11 mm de diámetro. En el estudio analizan la influencia de la velocidad de rotación ( $n$ ), la velocidad de avance ( $f$ ) y el paso vertical ( $\Delta z$ ) sobre la formabilidad del material. Los resultados ponen de manifiesto que  $n$  es el parámetro de proceso que domina el efecto térmico y, por lo tanto, el que mayor influencia tiene sobre la formabilidad del material mientras que  $f$  y  $\Delta z$  revelan un menor impacto. Con la combinación de parámetros  $n = 2000$  rpm,  $f = 1050$  mm/min y  $\Delta z = 0,5$  mm, se obtienen los mejores resultados en cuanto a formabilidad alcanzándose un ángulo de pared máximo de hasta  $75^\circ$ . Fuera de este rango, en la mayoría de los casos, se produce el fallo del material. Así, empleando valores de  $n$  bajos el material rompe porque la formabilidad es baja (se generan temperaturas bajas) mientras que, si el valor de  $n$  es demasiado elevado se genera una severa soldadura por fricción y arranque del material. En cualquier caso, el empleo de la velocidad de rotación de la herramienta como fuente de calentamiento para deformar Ti-6Al-4V no parece una solución adecuada, ya que la calidad superficial de las piezas es muy baja y además la integridad de la herramienta se ve afectada debido a la reacción con el titanio (ver Figura II-35).

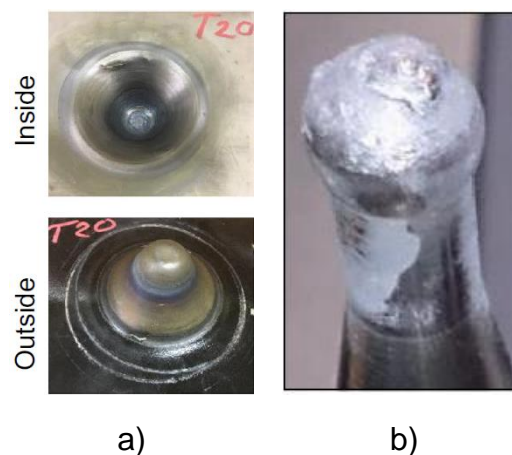


Figura II-35. a) Pieza de Ti-6Al-4V fabricada a 2000 rpm con ángulo de pared máximo de  $75^\circ$  y b) Estado final de la herramienta [Grün, 2018].

### Fuente de calor: Inducción

Al-Obaidi et al. [Al-Obaidi, 2016] introducen el SPIF asistido por calentamiento inductivo donde una bobina calienta la chapa por inducción de manera dinámica y local desde el lado por donde no pasa la herramienta. La siguiente figura muestra la configuración experimental empleada por Al-Obaidi et al. para conformar aleaciones de acero de alta resistencia, donde se observa la bobina

utilizada como inductor, la cual se mueve de manera sincronizada respecto a la herramienta de conformado.

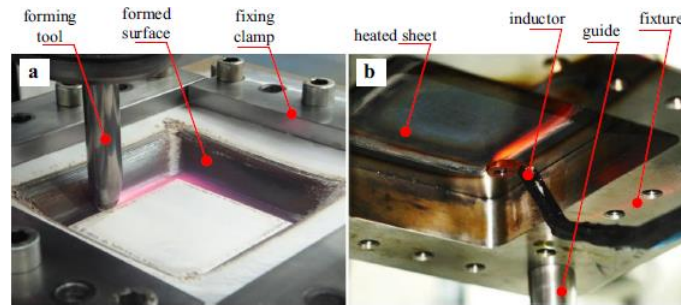


Figura II-36. Configuración experimental de SPIF asistido por calentamiento por inducción utilizado por Al-Obaidi et al. [Al-Obaidi, 2016].

Posteriormente Ambrogio et al. [Ambrogio, 2017] utilizan este mismo enfoque de calentamiento para deformar Ti-6Al-4V. El sistema de inducción que utilizan permite calentar el material instantáneamente hasta 700 °C. En este caso, incluyen además un sistema de refrigeración criogénico que aplica nitrógeno líquido en espray para enfriar la chapa entre etapas de conformado. Para evaluar el potencial del equipamiento propuesto fabrican varios conos (con ángulo de pared de 30°) de Ti-6Al-4V bajo diferentes condiciones de proceso, utilizando chapas de 1 mm de espesor. Comparan los resultados de calidad superficial y precisión geométrica obtenidos con el sistema de calentamiento inductivo, respecto a los obtenidos con un calentamiento puntual por fricción y eléctrico. Además, analizan la influencia de la temperatura en la chapa y del empleo del sistema de refrigeración criogénico sobre la microestructura y dureza del material.

Por un lado, respecto al empleo del calentamiento por inducción, Ambrogio et al. mencionan las siguientes ventajas respecto a los otros métodos de calentamiento puntuales: i) Costes de proceso menores respecto a sistemas que utilizan un láser; ii) Temperatura más efectiva y fácilmente controlable con respecto a sistemas eléctricos y que utilizan fricción; iii) Mejor calidad superficial con respecto a sistemas eléctricos y; iv) Menor springback que con sistemas que utilizan la fricción.

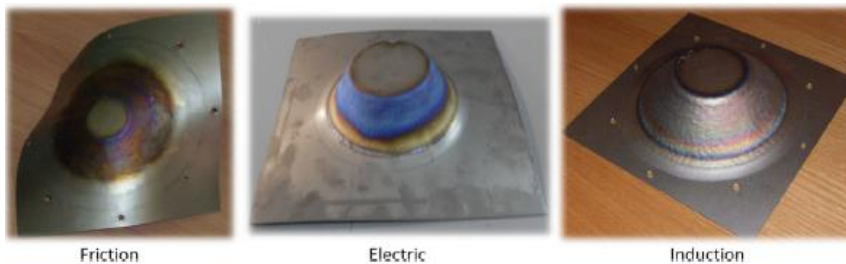


Figura II-37. Conos de ángulo de pared de 30° de Ti-6Al-4V fabricados mediante SPIF con calentamiento dinámico y puntual por fricción, eléctrico y por inducción.

Por su parte, el aumento de la temperatura en la chapa conduce a un crecimiento de grano mayor si las piezas conformadas se enfrían directamente al aire hasta temperatura ambiente. Este efecto se puede evitar si la etapa de conformado en caliente es seguida por un enfriamiento drástico mediante la aplicación de nitrógeno líquido en spray en la chapa. Este tipo de enfriamiento, además, no afecta de manera significativa a la dureza del material. Esto se puede atribuir a que el porcentaje de volumen de las fases alfa y beta del material no varía durante el proceso ya que la temperatura se mantiene por debajo de “beta transus”.

### 3.1.2 Calentamiento de naturaleza estática global

Varios autores han propuesto otras alternativas de calentamiento al calentamiento dinámico local para poder deformar, básicamente, aleaciones ligeras de Magnesio y Titanio. Todas estas alternativas se pueden enmarcar en lo que se denomina “calentamiento estático global”. Como principal ventaja presentan la sencillez de los dispositivos de calentamiento empleados en comparación con los dispositivos utilizados en el calentamiento dinámico local.

Ji y Park [Ji, 2008] calientan chapas de magnesio AZ31 utilizando sopladores de aire caliente y evalúan la influencia de la temperatura sobre la formabilidad del material mediante curvas FLC. Como era de esperar, los límites de conformado aumentan con el aumento de la temperatura. En este sentido, se observa un incremento notable a partir de 150 °C (ver Figura II-38) debido a la activación de los sistemas de deslizamiento de la estructura HCP de este tipo de material [Zhang, 2006].

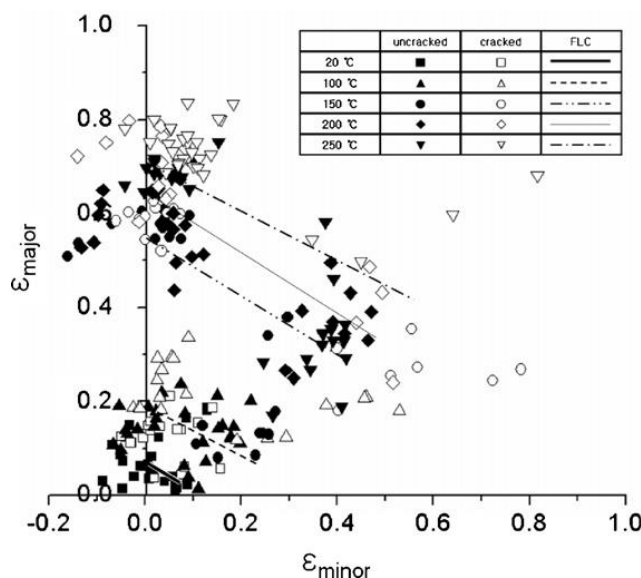


Figura II-38. FLC-s de magnesio AZ31 en AISF a diferentes temperaturas [Ji, 2008].

La Figura II-39 muestra un esquema del equipamiento experimental diseñado por Ambrogio et al. [Ambrogio, 2008] para deformar chapas circulares de la

aleación de magnesio AZ31. El equipamiento consta de una banda calefactora, controlada por medio de un PID, que calienta la superficie exterior de un utillaje cilíndrico donde penetra la pieza a medida que es conformada.

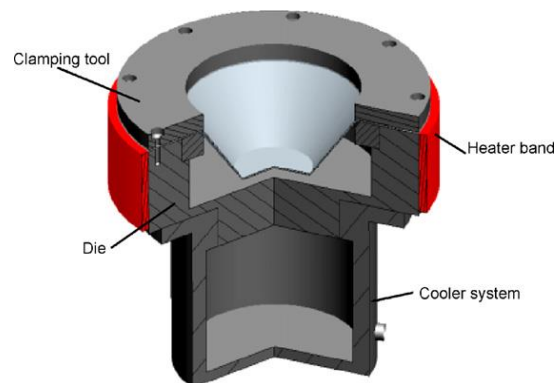


Figura II-39. Equipo experimental para SPIF en caliente de Ambrogio et al. [Ambrogio, 2008].

Haciendo uso de este equipamiento determinan el  $\theta_{\max}$  del material y estudian la influencia de los principales parámetros de proceso (diámetro de herramienta, paso vertical y temperatura de la chapa) sobre la formabilidad mediante la fabricación de varios conos con diferentes ángulos de pared constante y diferentes combinaciones de parámetros. Así, con cada combinación de parámetros van incrementando el ángulo hasta encontrar el valor con el que se produce la rotura. En el rango analizado se obtiene un ángulo de pared máximo de  $60^\circ$  obtenido con la máxima temperatura ( $300^\circ\text{C}$ ) y los valores de diámetro de herramienta y paso mínimos. La influencia de la temperatura es especialmente relevante, tal y como pone de manifiesto la Figura II-40 donde se observa que la fuerza necesaria para conformar la chapa se reduce hasta en un 50 % al pasar de  $200^\circ\text{C}$  a  $300^\circ\text{C}$ .

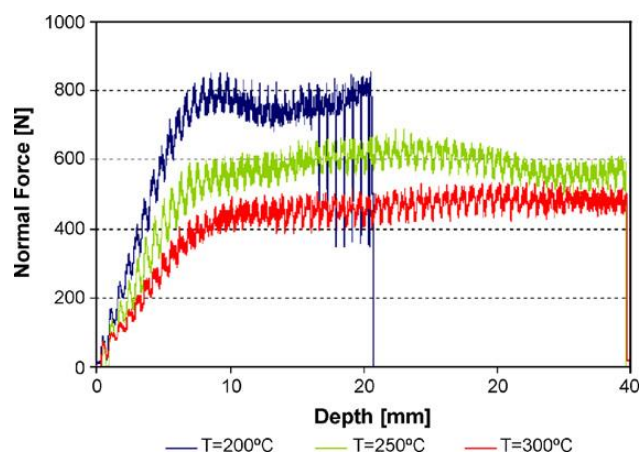


Figura II-40. Evolución de la fuerza registrada en función de la temperatura de trabajo al conformar mediante SPIF piezas de magnesio AZ31 [Ambrogio, 2008].

Posteriormente, Zhang et al. [Zhang, 2009] estudian la influencia que tiene la anisotropía de varias chapas de magnesio AZ31, fabricadas por diversos métodos, sobre la formabilidad y la calidad superficial de piezas obtenidas

mediante SPIF a diferentes temperaturas. Para ello, utilizan el equipamiento que se muestra en la Figura II-41 que consta de un horno como equipo de calentamiento. En el estudio concluyen que la anisotropía de las chapas (diferente en función del proceso seguido para fabricarlas) tiene efectos notables sobre la formabilidad y la calidad superficial de las piezas fabricadas, pero ese efecto se debilita con el aumento de la temperatura de trabajo.

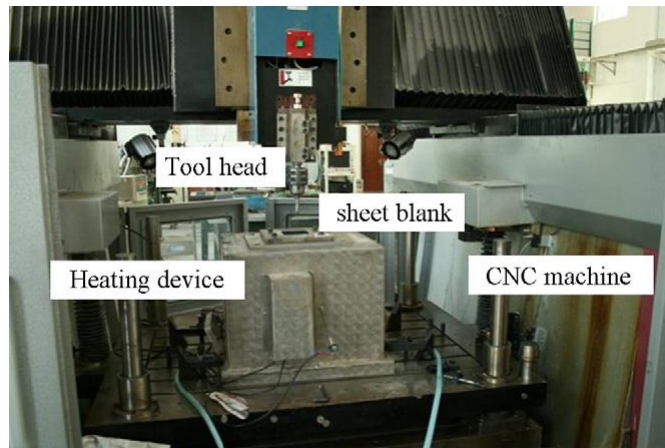


Figura II-41. Equipamiento para SPIF en caliente utilizado por Zhang et al. [Zhang, 2009].

Galdos et al. [Galdos, 2012] proponen un equipamiento (ver Figura II-42) para deformar la aleación de magnesio AZ31B mediante SPIF, donde el medio de calentamiento (global) de la chapa es un fluido caliente. Con este sistema Galdos et al. consiguen temperaturas de hasta 300 °C, lo suficiente elevadas para deformar de manera satisfactoria aleaciones de magnesio o aluminio, pero no para deformar correctamente otras aleaciones como el Ti-6Al-4V.

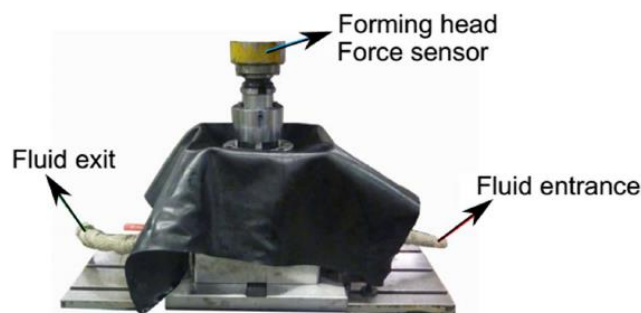
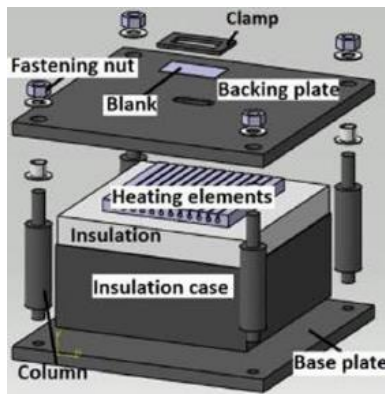


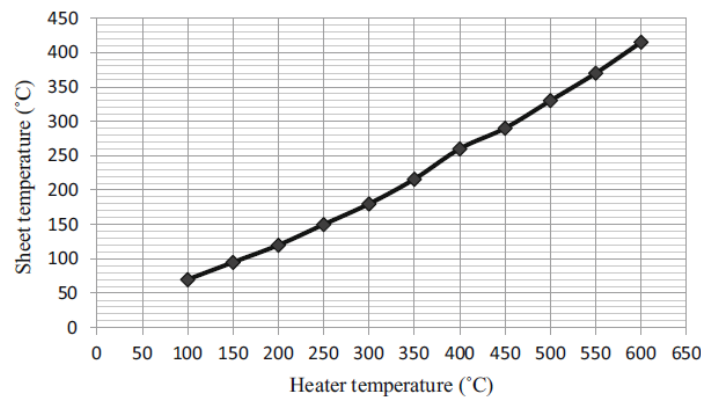
Figura II-42. Equipamiento de SPIF asistido por calentamiento con aceite [Galdos, 2012].

En lo que al conformado de Ti-6Al-4V se refiere, Khazaali et al. [Khazaali, 2016] presentan el equipamiento representado en la Figura II-43-a donde el calentamiento del titanio se realiza por medio de unos elementos eléctricos situados justo debajo del conjunto chapa - placa de apoyo, en el interior de una caja aislada térmicamente. Estos elementos de calentamiento se controlan por medio de un sistema PID equipado con un termostato y un termopar. La Figura II-43-b muestra la relación existente entre la temperatura de consigna de los elementos calefactores y la temperatura inicial real en la chapa. Esta última, es

siempre menor que la temperatura de consigna debido a la transferencia de calor existente entre la chapa y el ambiente exterior.



a)



b)

Figura II-43. a) Esquema de montaje experimental para conformado en caliente de Ti-6Al-4V / b) Variación de temperatura en la chapa en función de la temperatura de consigna de los elementos calefactores [Khazaali, 2016].

Empleando este equipamiento, Khazaali et al. [Khazaali, 2019] conforman hasta la rotura varias piezas de Ti-6Al-4V, de geometría cónica con ángulo de pared variable como la propuesta por Hussain y Gao [Hussain, 2007], bajo diferentes condiciones de proceso con el objetivo principal de analizar la formabilidad del material. Utilizan el método estadístico Taguchi para analizar el efecto de varios parámetros de proceso (temperatura inicial, paso vertical y diámetro de la herramienta) sobre la temperatura final de la chapa, la profundidad de pieza conformada, las deformaciones principales mayores representadas en los diagramas FLD y la reducción del espesor de la chapa. Como conclusiones principales del estudio obtienen que:

- Los valores de profundidad de pieza, media de deformaciones principales y reducción del espesor, podrían emplearse individualmente como criterio para analizar la formabilidad ya que el análisis de la respuesta de las tres variables en función de los parámetros de proceso empleados conduce a las mismas conclusiones. Se recomienda, por tanto, emplear el valor de la profundidad de la pieza en el momento de la rotura ya que se obtiene de manera más sencilla que los otros dos valores (se lee directamente en el CN de la máquina justo en el momento de la rotura de la pieza).
- En el rango analizado, los máximos niveles de las tres variables mencionadas se obtienen utilizando los valores de temperatura inicial y paso máximos y el diámetro de herramienta mínimo. El aumento de la temperatura final de la chapa en la zona por donde pasa la herramienta debido a los valores más elevados de temperatura inicial y paso, junto con una mayor concentración de la deformación asociada a diámetros de herramienta menores, hace aumentar la formabilidad.

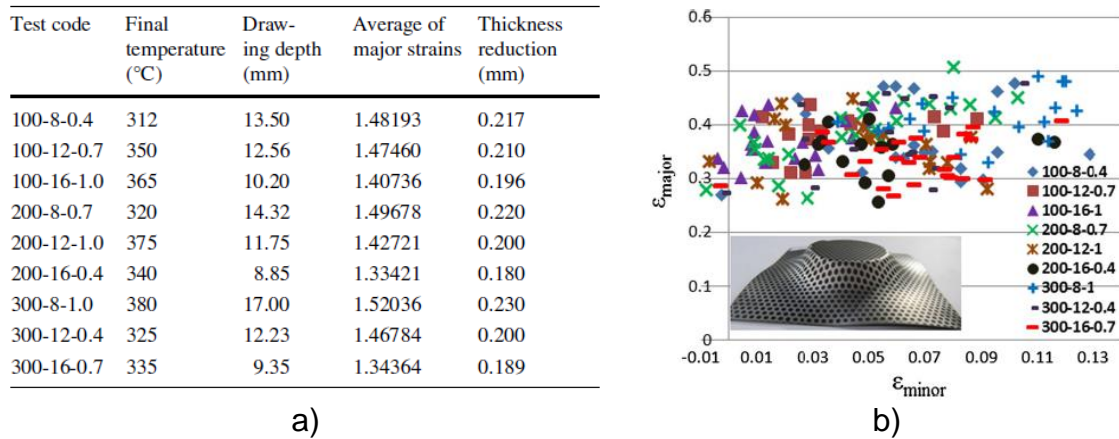


Figura II-44. SPIF en caliente de Ti-6Al-4V [Khazaali, 2019]: a) Tabla de experimentos y resultados y b) FLD obtenidos.

Naranjo et al. [Naranjo, 2019] utilizan un equipamiento de calentamiento compuesto de resistencias eléctricas, para SPIF de Ti-6Al-4V, con el que alcanzan temperaturas máximas de en torno a 400 °C. En el estudio, Naranjo et al. comprueban el efecto positivo de conformar el material en caliente. Temperaturas de trabajo en el rango 300 – 400 °C reducen significativamente la fuerza necesaria, aumentan la formabilidad del material y reducen sustancialmente el springback. Sin embargo, pese a esta reducción, los valores de springback obtenidos se consideran elevados y, según los autores, ponen de manifiesto la necesidad de introducir compensaciones dimensionales de la geometría en la fase de diseño.

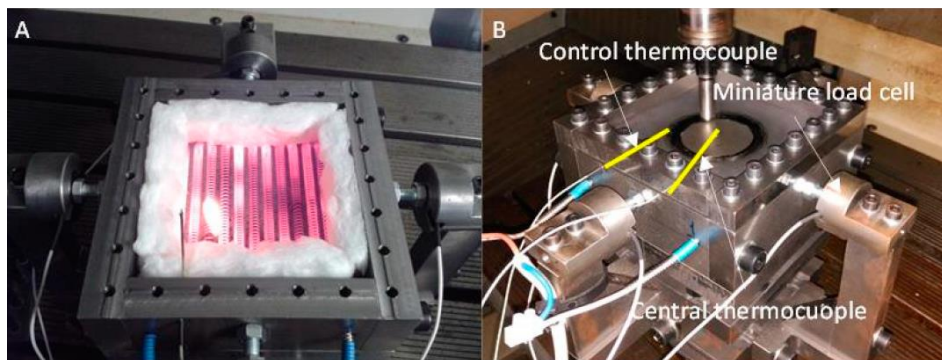


Figura II-45. Equipamiento de SPIF de Ti-6Al-4V en caliente utilizado por Naranjo et al. [Naranjo, 2019].

### 3.1.3 Calentamiento de naturaleza dinámica local combinado con un calentamiento de naturaleza estática global

Palumbo et al. [Palumbo, 2012] utilizan el SPIF en un estudio orientado al sector de automoción para fabricar una puerta de coche escalada de Ti-6Al-4V. Para calentar el material combinan un calentamiento eléctrico estático y altas velocidad de rotación de la herramienta. El sistema estático de calentamiento que utilizan está formado (ver Figura II-46-a) por dos bandas calefactoras de

alto rendimiento con aislamiento mineral (potencia total 3.000 W), ensambladas tanto en el marco de apoyo como en el marco pisador de la chapa. Las bandas calefactoras se aíslan térmicamente del ambiente exterior mediante tableros de fibra, mientras que la zona superior se aísla con un anillo de mármol. En la parte inferior del utillaje se introduce un pirómetro que monitoriza la temperatura en la zona central de la cara inferior de la chapa. Mediante simulaciones numéricas realizadas en un estudio previo [Palumbo, 2011], se obtiene que con este sistema se pueden conseguir temperaturas de unos 150 °C en el centro de la chapa, mientras que en la zona perimetral se pueden alcanzar hasta 900 °C (ver Figura II-46-b).

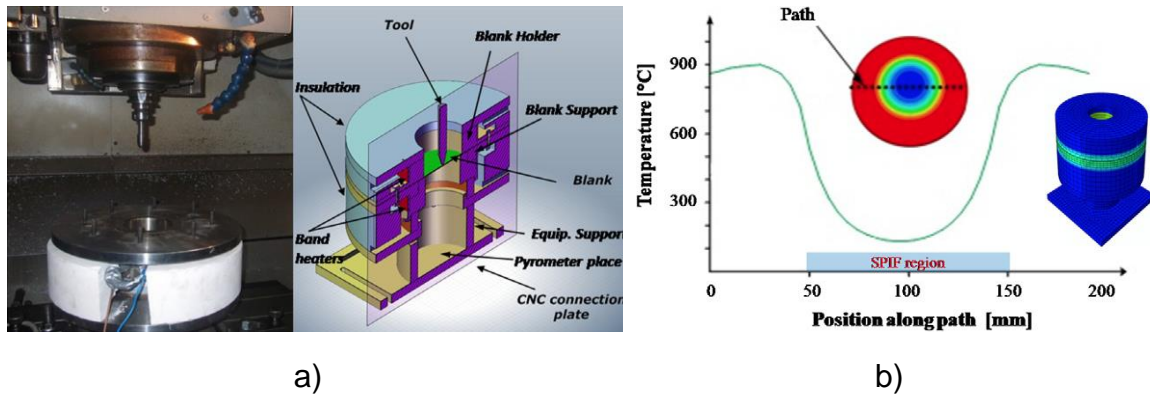


Figura II-46. Equipamiento de SPIF en caliente propuesto por Palumbo et al. [Palumbo, 2012]: a) Vista del equipamiento y b) Simulación de la distribución de temperatura.

Palumbo et al., mediante un conjunto de experimentos, donde fabrican la geometría de estudio bajo diferentes condiciones variando tanto el paso vertical,  $p$  (0,5 - 1 mm), como la velocidad de giro de la herramienta,  $S$  (800 - 1.600 rpm), analizan las piezas obtenidas en términos de formabilidad y precisión geométrica. La Figura II-47 muestra la evolución de la temperatura en el centro de la chapa (cara por donde no pasa la herramienta) durante los diferentes ensayos donde se observa que el máximo nivel de temperatura se alcanza con el mayor valor de  $S$ , independientemente del valor de  $p$ .

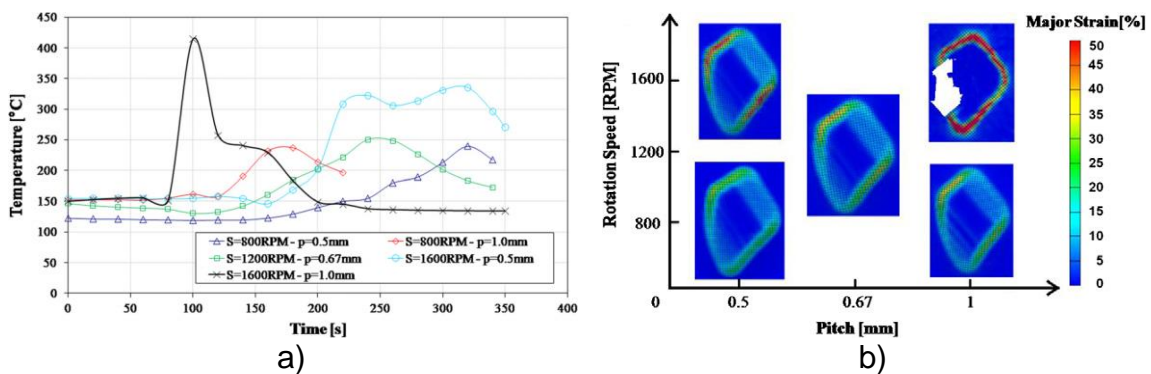


Figura II-47. a) Evolución de la temperatura en la chapa y b) Mapas de deformaciones principales para diferentes condiciones de ensayo SPIF de Ti-6Al-4V [Palumbo, 2012].



La figura también muestra que, bajo esas condiciones, donde se generan valores de temperatura más elevados debido al incremento de S, los niveles de deformación alcanzados en el material son mayores.

En el rango analizado, los valores de deformaciones principales máximos aumentan al aumentar S mientras que al mismo tiempo no se detecta prácticamente variación de espesores en la pieza (ver Figura II-48-a). Se deduce, por lo tanto, que valores elevados de S contribuyen a estabilizar el “necking”, aspecto que se ve confirmado por los diagramas de deformación (ver Figura II-48-b) asociados a los ensayos a S = 800 rpm y S = 1600 rpm (con el mismo valor de p = 0,5 mm). En ellos, se observa que, al aumentar S los puntos localizados en las esquinas de la pieza (puntos rojos), se mueven hacia arriba e izquierda en el diagrama. Esto indica que mientras las deformaciones mayores aumentan, las deformaciones menores se reducen, revelando que el aumento de S contribuye a posponer la aparición de inestabilidades y a estabilizar el “necking”, permitiendo así alcanzar mayor nivel de estiramiento en el material.

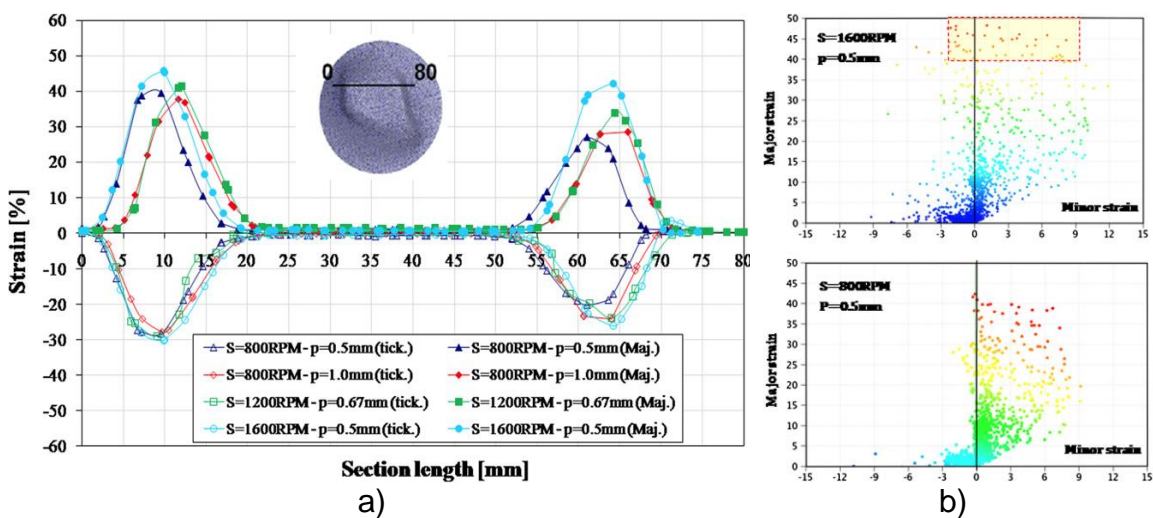


Figura II-48. a) Perfil de espesores y deformación principal a lo largo de una sección transversal / b) Diagramas de deformación de ensayos realizados a 800 y 1600 rpm [Palumbo, 2012].

Por otro lado, el valor de S también afecta a la precisión geométrica tal y como muestra la Figura II-49. Así, la pieza fabricada con S = 1600 rpm se aproxima mejor que las demás a la geometría nominal remarcando el efecto positivo del aumento local de la temperatura asociado a valores de S elevados. Sin embargo, en todos los casos se producen desviaciones muy elevadas en la zona perimetral de la pieza.

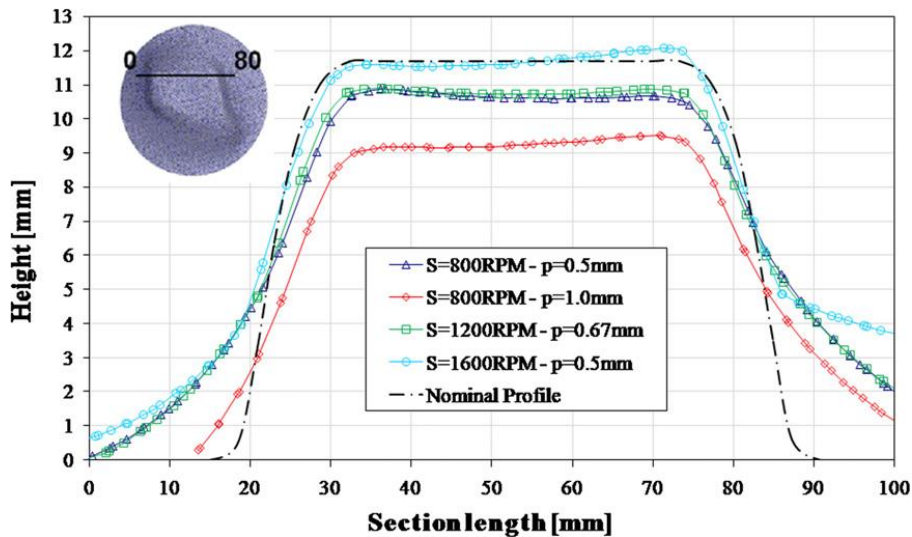


Figura II-49. Perfiles de forma en sección donde se miden las mayores deformaciones principales [Palumbo, 2012].

### 3.2 Resumen de avances y necesidades detectadas en SPIF en caliente

La revisión bibliográfica realizada en el subapartado anterior ha permitido concretar cual es el estado del arte de la tecnología SPIF en caliente para conformar Ti-6Al-4V. La Tabla II-3 resume cual es el conocimiento existente para conformar este material en caliente en función del tipo de calentamiento empleado, así como las debilidades y fortalezas asociadas a cada uno de ellos. Así mismo, se incluyen las necesidades o falta de conocimiento detectado.

Tabla II-3. Resumen sobre el estado del arte de AISF de Ti-6Al-4V en caliente.

Calentamiento	Dinámico Local	Estático Global
<b>Conocimiento</b>	Desarrollo de métodos de calentamiento. Influencia de los parámetros de proceso sobre formabilidad. Límites de formabilidad (45-72°).	Desarrollo de métodos de calentamiento. Influencia de los parámetros de proceso sobre formabilidad.
<b>Fortalezas</b>	Temperaturas de proceso elevadas. Aumento de la formabilidad.	Configuración simple. Aumento de la formabilidad.
<b>Debilidades</b>	Control de temperatura poco preciso. Desgaste de la herramienta. Mala calidad superficial. Precisión geométrica limitada.	Temperaturas de trabajo más reducidas. Precisión geométrica limitada.
<b>Falta de conocimiento</b>	Operaciones de acabado. Propiedades post-conformado.	Límite de formabilidad ( $\phi_{max}$ ). Ciclos y control de la temperatura de la chapa. Operaciones de acabado. Propiedades post-conformado.

En el caso concreto del SPIF de Ti-6Al-4V asistido por calentamiento estático y global, configuración que se emplea en el presente trabajo, se ha detectado una falta de conocimiento en aspectos como la identificación del límite de formabilidad del material, los ciclos de temperatura adecuados para deformar el material, las operaciones de acabado necesarias para obtener la pieza final o las propiedades post-conformado (calidad superficial, propiedades mecánicas, tensiones residuales) que se obtienen en las piezas.

## 4 Estado del arte de la precisión geométrica en la tecnología SPIF

### 4.1 Desviaciones geométricas típicas de la tecnología SPIF

El grado de precisión geométrica que se obtiene actualmente en las piezas fabricadas mediante AISF, y especialmente mediante SPIF, es uno de los mayores escollos para poder industrializar la tecnología en sectores como el aeronáutico donde los requisitos de tolerancia de las piezas son, por lo general, muy estrictos. Según Jeswiet et al. [Jeswiet, 2005] la mayoría de las piezas en aplicaciones industriales requieren una tolerancia de  $\pm 0,5$  mm pero, en general, se obtienen piezas que no cumplen dichas tolerancias.

Por lo tanto, la falta de precisión se considera el principal punto débil de la tecnología AISF y más aún si cabe de la variante SPIF donde la falta de matrices de apoyo hace que las desviaciones entre pieza fabricada y geometría deseada sean aún mayores.

En este sentido, las desviaciones que se generan típicamente en SPIF son de naturaleza diferente a lo largo de la pieza y generalmente se habla de tres tipos de desviación como muestra la Figura II-50.

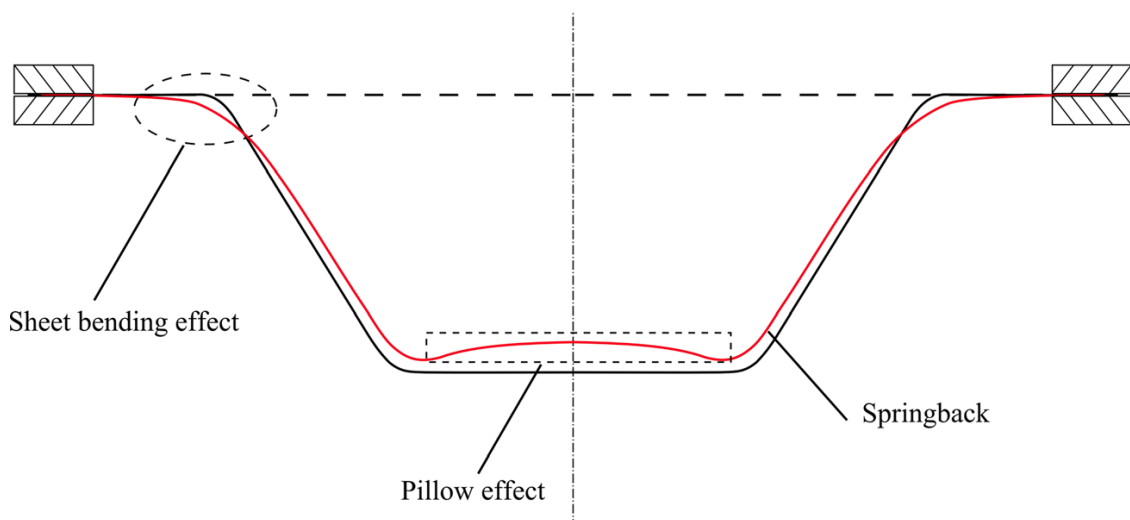


Figura II-50. Errores geométricos típicos en SPIF [Lu, 2019].

Estos tres tipos de desviaciones son los siguientes:

1. Desviaciones debidas a la flexión que sufre la chapa en la zona perimetral.
2. Desviaciones debidas a la recuperación elástica del material (springback) al retirar la herramienta.
3. Desviaciones debidas al efecto “pillow” en el fondo de la pieza. En piezas que cuentan con una base inferior plana (zona que no hay que deformar), el material en dicha zona sufre una curvatura cóncava [Al-Ghamdi, 2015].

Las desviaciones iniciales asociadas a la flexión que sufre la chapa se producen debido al empuje de la herramienta y a la falta de una matriz de apoyo [Micari, 2007]. Así, este tipo de desviaciones pueden reducirse en gran medida con la introducción de una placa de apoyo o “backing plate” [Essa, 2011]. La función de esta placa es hacer de soporte para los extremos de la chapa que quedan por el exterior de la geometría a conformar y por lo tanto evitar que se produzca la flexión y deformación plástica de la chapa en dichas zonas durante las pasadas iniciales de la herramienta.

Por otro lado, una vez que se sobrepasa la zona afectada por la flexión, las desviaciones geométricas generadas en la pieza están relacionadas principalmente con el efecto springback o recuperación elástica del material. En este sentido, la precisión geométrica puede aumentarse utilizando una matriz de apoyo para la pieza (ver Figura II-9-b). Sin embargo, esta solución limita la flexibilidad del proceso, aspecto este que se considera una de las principales ventajas de la tecnología SPIF. Más aún, en lo que respecta al conformado en caliente no parece una opción viable, pues se precisaría del uso de matrices metálicas capaces de soportar temperaturas medio-altas, haciendo desaparecer la flexibilidad y el bajo coste que ofrece la tecnología.

Finalmente, el efecto “pillow” se puede controlar en gran medida haciendo una correcta selección de los parámetros de proceso y de la geometría de la herramienta de conformado [Besong, 2014].

#### **4.2 Soluciones para mejorar la precisión geométrica**

La precisión geométrica depende en cierto grado de la rigidez del equipamiento empleado para fabricar las piezas. Así, por lo general, empleando fresadoras por ejemplo, se obtienen mejores resultados que con robots ya que ofrecen mayor rigidez [Behera, 2017].

Una correcta selección de los parámetros de proceso es clave también para minimizar las desviaciones geométricas pero no suficiente para obtener piezas lo suficientemente precisas [Dufloy, 2018].

El conformado incremental se caracteriza por imponer progresivamente a la chapa deformaciones locales a lo largo de la trayectoria definida por la herramienta. Esto significa que la trayectoria es el factor más influyente en la determinación de la geometría final de la pieza según Duflou et al. [Duflou, 2018]. En este sentido, los esfuerzos para mejorar la precisión geométrica de las piezas se centran, principalmente, en desarrollar soluciones orientadas a actuar sobre las trayectorias. Así, los trabajos están orientados al desarrollo de tecnologías que sean capaces al mismo tiempo de predecir y corregir las desviaciones. Los trabajos más relevantes desarrollados hasta la fecha en este sentido se resumen en la Tabla II-4 y se describen más en profundidad a continuación. Se trata, en general, de algoritmos para obtener trayectorias optimizadas o corregidas basados en predicciones de “Machine Learning”.

Tabla II-4. Soluciones para la mejora de la precisión geométrica en AISF.

<b>Autores</b>	<b>Desarrollo</b>	<b>Materiales</b>
[Behera, 2013] [Behera, 2014]	Generación de trayectorias optimizadas con base en la detección y tipología de rasgos geométricos (features)	Al 3103 Al 1050
[Lu, 2016] [Lu, 2017-a] [Lu, 2017-b]	Corrección de trayectorias in-process con control MPC (Model Predictive Control)	AA 7075-O
[Khan, 2015]	Modelo IPM (Intelligent Process Model) que predice y corrige la desviación de la pieza recurriendo a técnicas KDD	DC04
[Fiorentino, 2015-a] [Fiorentino, 2015-b]	Algoritmo de corrección de errores basado en técnicas de control de aprendizaje iterativo	Al 1050A DC04

#### 4.2.1 Optimización de trayectorias basada en el análisis de los rasgos geométricos de la pieza

Behera et al. [Behera, 2013] proponen utilizar modelos MARS<sup>1</sup> para predecir las desviaciones geométricas de piezas fabricadas mediante SPIF. La predicción de la geometría conformada depende del tipo de rasgos geométricos (features) que componen la geometría y la interacción entre ellos, por lo que la detección de “features” es el primer paso en el método propuesto por Behera et al. Para ello, desarrollan una herramienta CAD que realiza tanto la detección de “features” sobre el modelo STL de la geometría objetivo como la predicción de las desviaciones en cada “feature” mediante MARS. La solución desarrollada está orientada, sin embargo, a geometrías simples ya que solo se dirige a la detección de un tipo de “features” reducido (planos y curvos).

<sup>1</sup> MARS - Multivariate adaptive regression splines

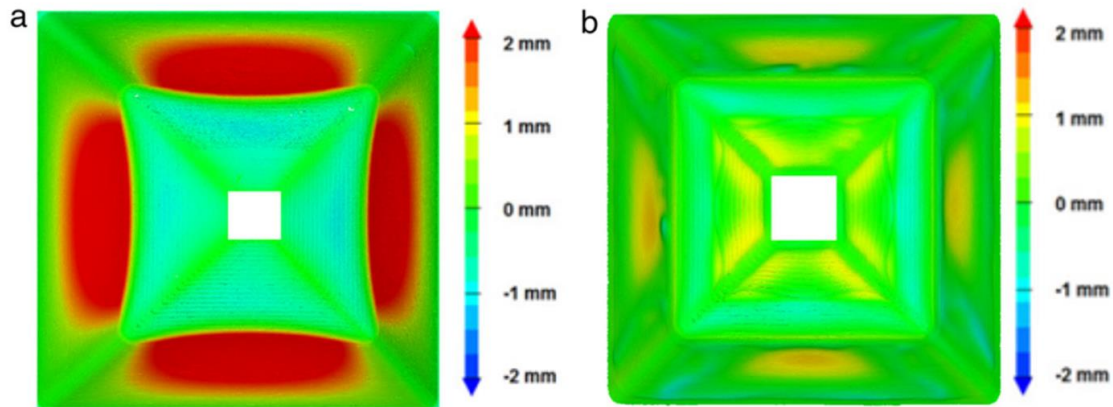


Figura II-51. Mapa de desviaciones de pieza piramidal de AA3103 fabricada sin compensación de trayectoria y con trayectoria optimizada utilizando modelos MARS [Behera, 2013].

La presencia de multitud de “features” en piezas de mayor complejidad conduce a la aparición de fenómenos inductores de imprecisión múltiples que ocurren simultáneamente debido a las interacciones entre “features”. Para superar esto, Behera et al. [Behera, 2014] proponen una metodología de análisis de red basada en la utilización de gráficos conceptuales topológicos para capturar los efectos de diferentes fenómenos en la precisión geométrica final de piezas fabricadas mediante SPIF. La estructura topológica desarrollada se basa en un conjunto de “features” geométricos que se pueden detectar automáticamente mediante un sistema de planificación de proceso por ordenador utilizando algoritmos de detección de “features”. Dentro de este marco topológico se utiliza una taxonomía<sup>1</sup> integral basada en el comportamiento de “features” observados durante el proceso de conformado incremental [Behera, 2011]. Esta taxonomía, contiene 5 niveles jerárquicos basados en la geometría, orientación, localización, curvatura y atributos de los “features” relacionados con el proceso. Así, el marco topológico gráfico se integra en un sistema experto de generación de trayectorias que realiza automáticamente los siguientes pasos:

- 1) Identificación de los “features” y las interacciones entre ellos que sean generadores de imprecisiones.
- 2) Especificación de posibles estrategias de compensación para cada “feature” individual e interacción basándose en el know how acumulado.
- 3) Mediante la selección de las estrategias mencionadas generación de un conjunto integral de estrategias complementarias para toda la pieza.
- 4) Generación de trayectorias de herramienta optimizadas basadas en estas estrategias.

<sup>1</sup> Clasificación u ordenación en grupos de cosas que tienen unas características comunes (Google).

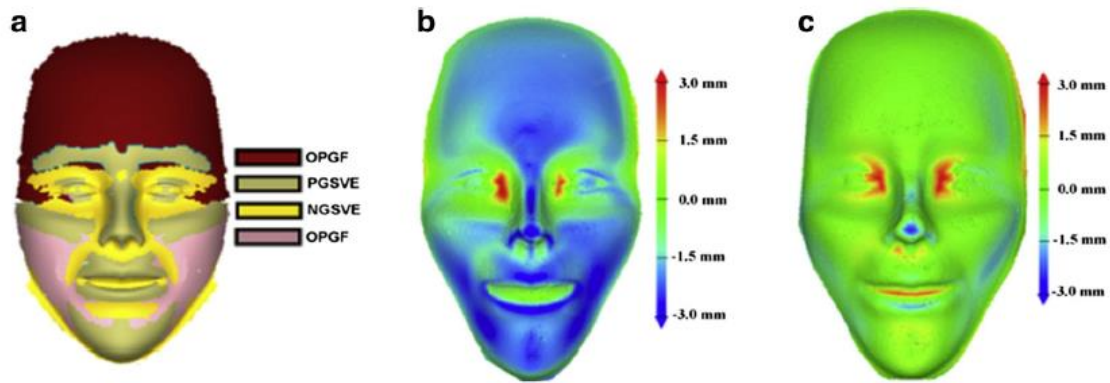


Figura II-52. Cara de AI 1050 fabricada por SPIF: a) Detección de diferentes “features” de la geometría, b) Cara fabricada sin optimización de trayectorias y c) Cara fabricada con estrategia de integración de trayectorias parciales [Behera, 2014].

#### 4.2.2 Corrección de trayectorias in-process

Lu et al. [Lu, 2016] desarrollan una estrategia de control orientada al proceso SPIF, basada en un modelo predictivo que denominan MPC (Model Predictive Control) para mejorar la precisión geométrica “in-process”. El algoritmo de control MPC utiliza un modelo analítico, desarrollado con base en los mecanismos de deformación incremental asociados al proceso, para corregir la trayectoria optimizando el paso vertical de la herramienta durante el proceso de conformado. La estrategia de control consiste en medir la geometría que se va conformando durante el proceso para alimentar así el algoritmo de control. Con base en esta medición y en la geometría CAD objetivo, el módulo de control actúa sobre el valor del paso vertical. Aplicando este modelo consiguen mejorar significativamente la precisión en áreas de la base de las piezas de estudio. Sin embargo, el modelo no es igualmente eficaz para reducir los errores asociados al springback en las paredes de la pieza ya que se trata de un algoritmo de control que solo actúa en dirección vertical.

Posteriormente, Lu et al. extienden el desarrollo de control MPC para poder corregir la trayectoria tanto en dirección vertical como en horizontal. Para ello, añaden al esquema anterior un módulo de control horizontal con el objetivo de optimizar también el paso horizontal de la herramienta durante el proceso. Desarrollan la solución tanto para el SPIF [Lu, 2017-a] como para el TPIF con matriz parcial [Lu, 2017-b].

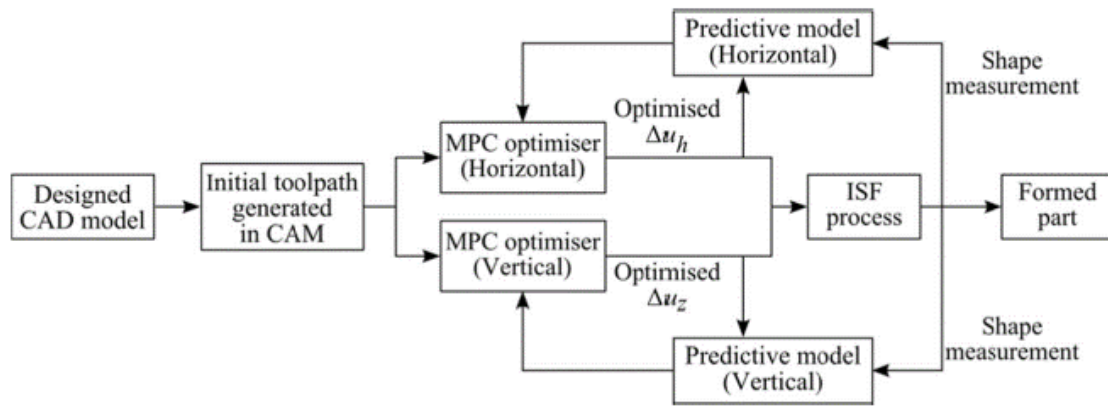


Figura II-53. Esquema del proceso ISF con control MPC [Lu, 2017-a].

Los resultados de una pieza asimétrica fabricada por SPIF muestran que, la estrategia de control es capaz de reducir significativamente las desviaciones geométricas desde  $\pm 3$  mm (sin control) hasta  $\pm 0,3$  mm tanto en el fondo como en la mayor parte de las paredes de la pieza.

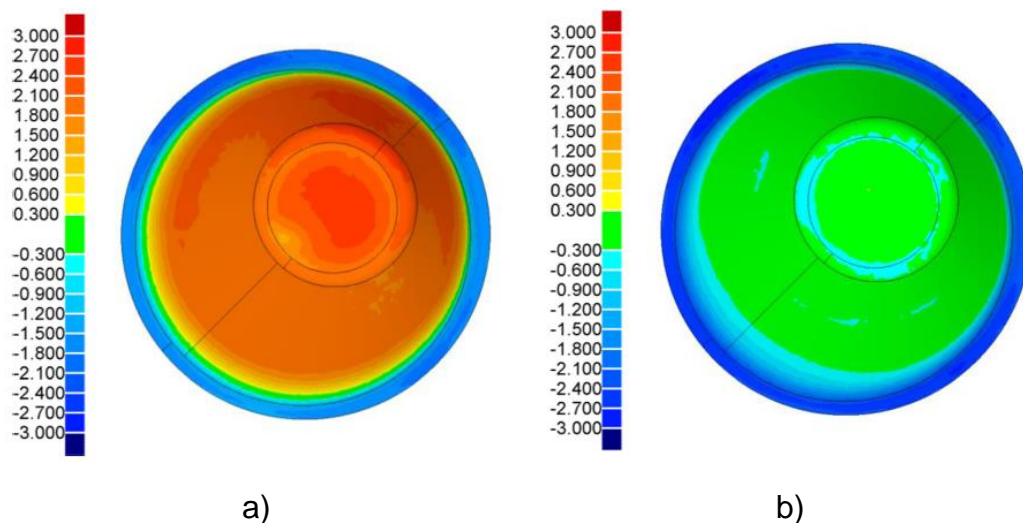


Figura II-54. Desviaciones geométricas de una pieza asimétrica de AA 7075-O fabricada mediante SPIF a) sin y b) con control MPC [Lu, 2017-a].

#### 4.2.3 Corrección de geometría basada en un IPM

En el marco del proyecto de investigación europeo INMA (FP7, ref.266208), la universidad de Liverpool [Khan, 2015] ha desarrollado un algoritmo capaz de proporcionar una “nube de puntos corregida” de una geometría determinada a partir de la cual se puede definir una trayectoria de herramienta que tiene en consideración los errores asociados al springback del material tras la aplicación del AISF. El algoritmo, que recurre a técnicas KDD, se denomina *Intelligent Process Model (IPM)*.

La Figura II-52 muestra un esquema gráfico que explica el funcionamiento del IPM que consta de un clasificador que predice la desviación geométrica



asociada al proceso de conformado y permite la generación de la nube de puntos corregida.

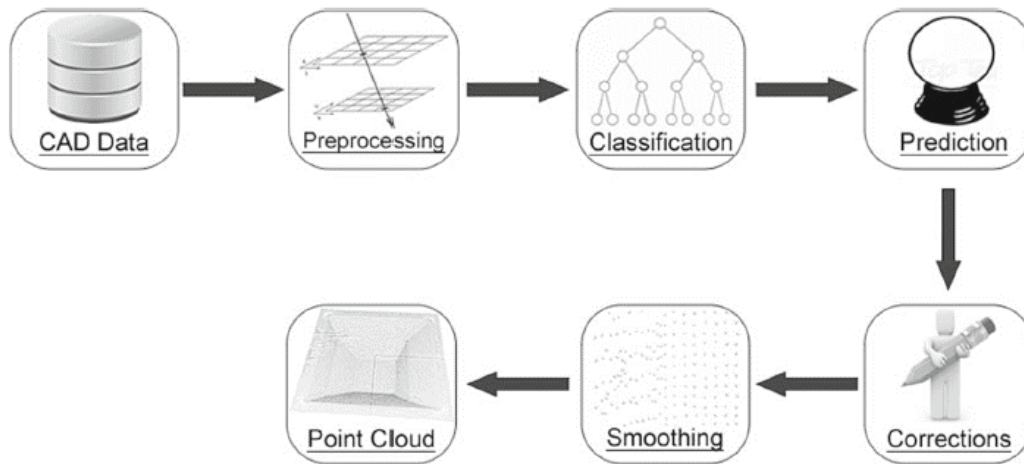


Figura II-55. Esquema del IPM desarrollado por Khan et al. [Khan, 2015].

La secuencia de operación es la siguiente:

1. El modelo se alimenta con la nube de puntos del CAD original (geometría deseada).
2. La nube de puntos se pre-procesa para producir un conjunto de datos de entrada.
3. Después del pre-procesado, el conjunto de datos se introduce en un módulo de clasificación donde se aplica un clasificador a cada registro (representando una cuadrícula) en el conjunto de datos para predecir la desviación asociada.
4. La desviación predicha se aplica a la nube de puntos CAD y se produce una nube de puntos modificada.
5. La nube predicha se utiliza para generar una nube corregida. La nube corregida se genera aplicando el error predicho en cada punto de la cuadrícula en la dirección opuesta a la dirección de la desviación.
6. Se aplica un suavizado a la nube de puntos corregida para minimizar posibles imperfecciones para obtener una nube corregida suavizada apta para la programación posterior de trayectorias.

El clasificador se basa en una matriz de geometría local que estima la desviación de un punto en base a su geometría y la de la zona que lo rodea de tal forma que, si la matriz contiene los rasgos geométricos representativos de una familia de piezas, se pueden predecir las desviaciones de cualquier pieza de la familia. En cuanto al algoritmo utilizado, existen varias técnicas de clasificación de minería de datos que se pueden utilizar para generar y evaluar los clasificadores. En este trabajo se ha optado por una técnica de clasificación basada en reglas de árboles de decisión.

Este modelo ha sido evaluado con una geometría piramidal fabricada en acero DC04.

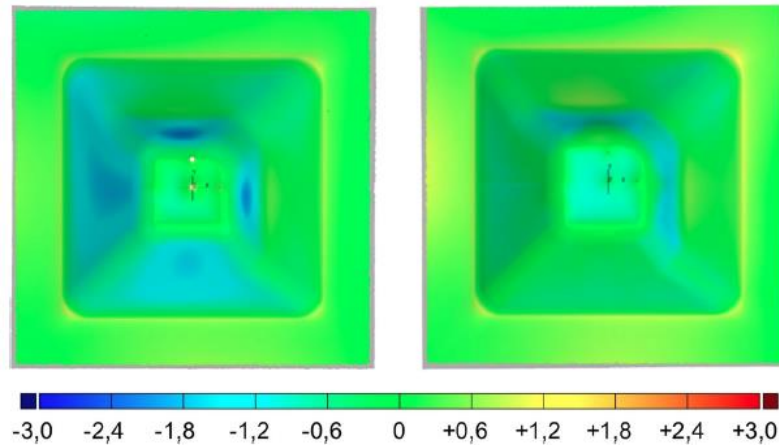


Figura II-56. Geometría piramidal fabricada sin corrección y con corrección IPM [Khan, 2015].

#### 4.2.4 Corrección de geometría basada en control iterativo

Fiorentino et al. [Fiorentino, 2015-a] presentan un algoritmo de corrección basado en técnicas de control de aprendizaje iterativo (*Iterative Learning Control, ILC*). La Figura II-57 muestra un esquema de la solución presentada donde el objetivo del algoritmo desarrollado es corregir iterativamente el error geométrico de las piezas con base en la medición de piezas fabricadas previamente.

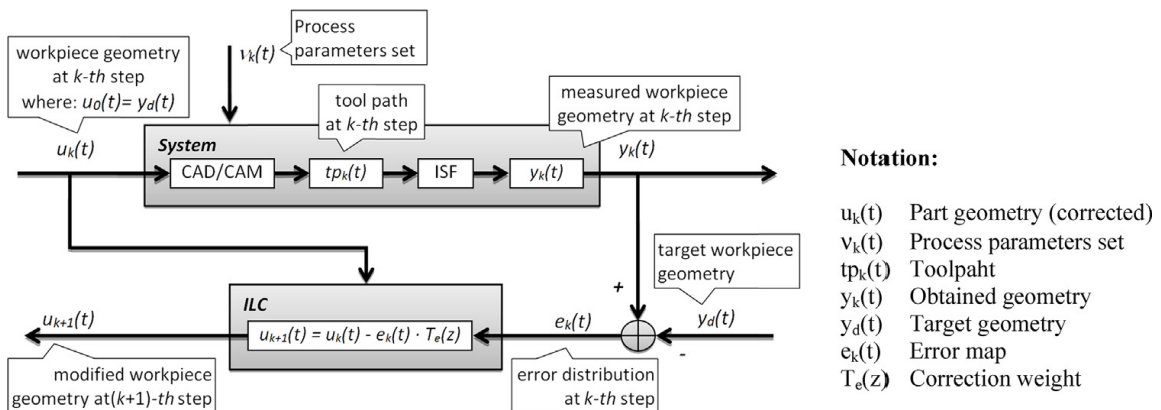


Figura II-57. Esquema de aplicación del ILC propuesto por Fiorentino et al. para mejorar la precisión en SPIF [Fiorentino, 2015-a].

En este caso, la entrada del sistema  $u_k(t)$  en la iteración  $k$  es la geometría CAD que se corrige iterativamente por medio del ILC. La salida es la geometría final de la pieza fabricada  $y_k(t)$  que se compara con la geometría deseada,  $y_d(t)$ , con el objetivo de estimar el mapa de errores geométricos. El ILC es el algoritmo de compensación que calcula la nueva geometría CAD de la pieza  $u_{k+1}(t)$  para la siguiente iteración de la que se deriva una nueva trayectoria de herramienta

( $t_{p_{k+1}}$ ). Esta secuencia se repite hasta que el error  $e_k(t)$  se encuentre dentro del rango deseado.

Fiorentino et al. [Fiorentino, 2015-a] [Fiorentino, 2015-b] evalúan el potencial ILC utilizando diferentes geometrías, materiales (Al 1050A y DC04 de 1 mm de espesor) y trayectorias (estrategia Z constante con paso vertical de 0,1 y 0,3 mm). Los resultados ponen de manifiesto el potencial del sistema planteado para mejorar la precisión geométrica. El algoritmo de corrección permite mejorar significativamente la precisión de las piezas en términos de error medio, dispersión y uniformidad de las desviaciones. De esta manera, para los materiales estudiados se obtienen tolerancias de en torno a  $\pm 0,5$  mm por lo que la precisión geométrica obtenida es comparable a la obtenida con los procesos de conformado tradicionales como la embutición profunda. Así mismo, la precisión final depende del material elegido, pero no del valor del paso vertical.

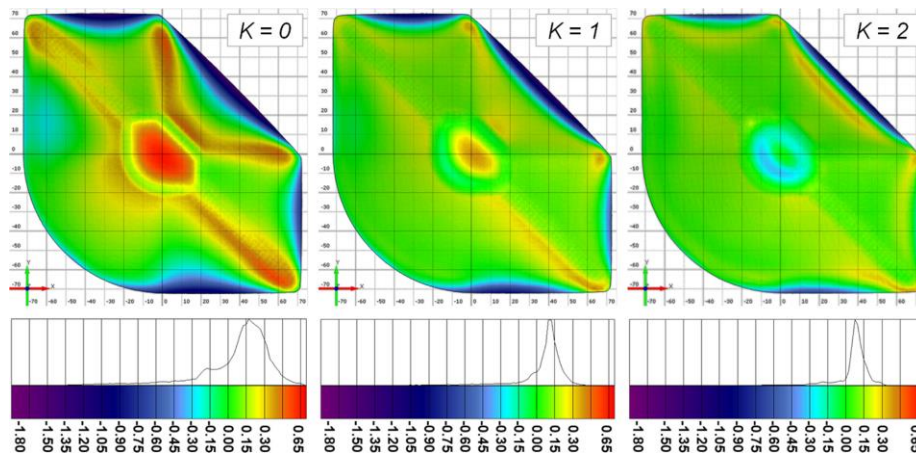


Figura II-58. Aplicación de ILC a geométrica asimétrica (Material DC04, Paso vertical = 0,1 mm). Mapas de error geométrico en cada iteración  $K=0,1,2$  [Fiorentino, 2015-a].

### 4.3 Resumen de avances y necesidades detectadas

Las soluciones descritas en el subapartado anterior están basadas en optimización o corrección de trayectorias con base en tecnologías de “Machine Learning”. Sin embargo, todos los desarrollos se han realizado con materiales de alta formabilidad a temperatura ambiente y en general, utilizando piezas de geometría simple.

En lo que respecta a las aleaciones metálicas consideradas difíciles de trabajar en frío, entre las que se encuentra el Ti-6Al-4V, es bien sabido que procesarlas a altas temperaturas es beneficioso para reducir la recuperación elástica del material [Dufloy, 2007] [Palumbo, 2012]. Sin embargo, este hecho no es suficiente para conseguir una precisión geométrica aceptable y por tanto se requiere de soluciones como las mencionadas que lo hagan posible.



---

**CAPÍTULO III. FUNDAMENTOS Y  
DESARROLLO DE LA TECNOLOGÍA SPIF  
EN CALIENTE PARA LA FABRICACIÓN DE  
PIEZAS DE Ti-6Al-4V**

---



# **CAPÍTULO III: FUNDAMENTOS Y DESARROLLO DE LA TECNOLOGÍA SPIF EN CALIENTE PARA LA FABRICACIÓN DE PIEZAS DE Ti-6Al-4V**

## **1 Introducción**

El presente capítulo se centra en los fundamentos y el desarrollo de la tecnología SPIF en caliente para fabricar piezas de Ti-6Al-4V empleando un calentamiento de la chapa de naturaleza estática global.

Así, en primer lugar, se realiza una caracterización de la formabilidad del Ti-6Al-4V (en estado recocido) con el objetivo de determinar los parámetros clave del proceso para deformar el material satisfactoriamente.

En segundo lugar, se realiza un estudio sobre los ciclos de temperatura del proceso y su efecto sobre la precisión geométrica. De esta manera, se identifican el procedimiento de calentamiento, la temperatura de conformado y el procedimiento de enfriamiento de la pieza óptimos.

En tercer lugar, se propone una solución para eliminar las desviaciones geométricas en la zona perimetral de la pieza, asociadas a la flexión que sufre la chapa por la falta de una matriz de apoyo.

Finalmente, se realiza una evaluación de las propiedades post-conformado de varias piezas de Ti-6Al-4V fabricadas mediante SPIF en caliente para conocer cuál es el estado del material y la integridad superficial conseguida.

## **2 Caracterización de la formabilidad de la aleación Ti-6Al-4V**

El presente apartado tiene como objetivo principal caracterizar la formabilidad del Ti-6Al-4V (recocido) para el proceso SPIF en caliente. Para ello, inicialmente se realiza una caracterización de las propiedades mecánicas y características microestructurales del material base que sirve para identificar el rango de interés de la temperatura para deformar el material. Posteriormente, se realiza un análisis sobre la influencia de los parámetros del proceso sobre la formabilidad del material mediante ensayos de SPIF. De esta manera, se establece una combinación de parámetros de proceso óptima y se identifica el ángulo de pared máximo admisible del Ti-6Al-4V. Finalmente, se lleva a cabo un análisis preliminar sobre la distribución de temperaturas que se genera en la chapa durante el proceso SPIF.

## 2.1 Propiedades mecánicas y características microestructurales del material base

Con el objetivo de identificar el rango de temperatura adecuado para deformar satisfactoriamente chapas de Ti-6Al-4V (en estado recocido) mediante SPIF, previamente se ha caracterizado dicho material mediante ensayos de tracción, análisis metalográfico y medición de microdurezas. Los ensayos de tracción se han realizado a diferentes temperaturas (temperatura ambiente, 100, 250, 400, 500, 600, 700 y 800 °C) y velocidades de deformación ( $0,001 \text{ s}^{-1}$ ,  $0,01 \text{ s}^{-1}$  y  $0,1 \text{ s}^{-1}$ ) con el objetivo de caracterizar las propiedades mecánicas y la formabilidad del material bajo diferentes condiciones de deformación. Además, de forma complementaria y para llevar a cabo una evaluación más profunda de la estructura del material, se ha realizado un análisis metalográfico de varias muestras, así como ensayos de microdureza. Los ensayos se han realizado en el laboratorio del Departamento de Investigación de Resistencia del VZLU<sup>1</sup> [VZLU, 2020] en Praga [Ortiz, 2014].

### 2.1.1 Ensayos de tracción

Para los ensayos se ha utilizado un equipo INSTRON de 100 kN de carga que incluye un extensómetro Epsilon de Alta Temperatura, modelo 3548-025M-100-ST de 25 mm de longitud de calibre, para medir las deformaciones. Las probetas ensayadas se han calentado mediante un horno tubular con las características detalladas en la Tabla III-1. El equipo junto al horno se muestra en la Figura III-1.

Tabla III-1. Características del horno utilizado en los ensayos de tracción.

<b>Horno para el calentamiento de probetas de tracción</b>	
<b>Modelo</b>	ATS 3210
<b>Rango de operación</b>	Ambiente – 1100 °C
<b>Número de serie</b>	04 -1465
<b>Sistema de control de temperatura</b>	Eurotherm 2408 y 2216
<b>Sensor de temperatura</b>	Tipo K –NiCr/Ni



a)



b)

Figura III-1. a) Máquina INSTRON para ensayos de tracción con b) horno tubular.

<sup>1</sup> Instituto de Investigación Aeroespacial y Ensayos.



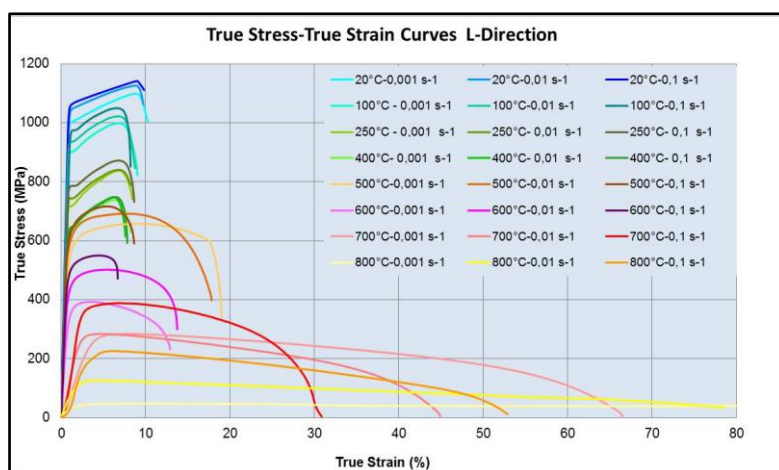
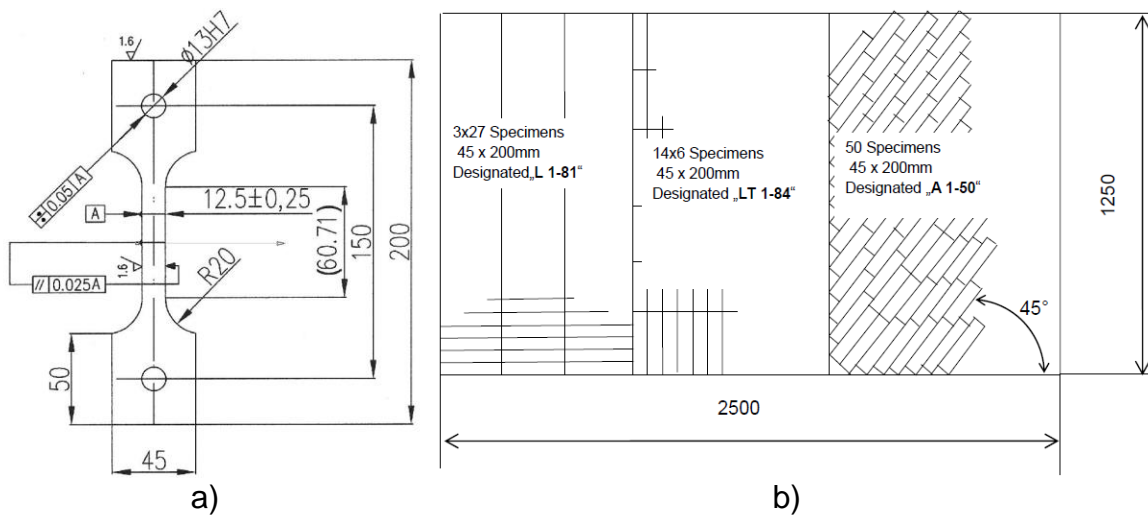
La Figura III-2 (a y b) muestra las dimensiones de las probetas utilizadas, así como un esquema de las tres orientaciones diferentes analizadas, siendo,

L: probetas en la dirección de laminación;

LT: probetas perpendiculares a la dirección de laminación;

A: probetas a 45° de la dirección de laminación.

Los datos obtenidos de todas las probetas ensayadas (ver curvas tensión-deformación en Figura III-2-c) se han utilizado para realizar un análisis estadístico, ANOVA. El objetivo es estudiar la influencia de los tres factores implicados en los ensayos de tracción (temperatura, orientación de la probeta y velocidad de deformación) sobre los valores de la resistencia a tracción, la tensión de fluencia, el módulo elástico de Young y el porcentaje de elongación del material.



c)

Figura III-2. a) Dimensiones de probeta para ensayos de tracción / b) Esquema de las tres orientaciones de probeta diferentes extraídas de una chapa de Ti-6Al-4V de 1250 x 2500 mm<sup>2</sup> / c) Curvas tensión-deformación del Ti 6Al 4V (Dirección L).

### Resistencia a tracción

Tal y como se observa en la Tabla III-2, según el ANOVA los tres factores analizados son factores significativos. Es decir, el valor de la resistencia a tracción depende tanto de la temperatura como de la orientación de probeta y la velocidad de deformación empleados. Así mismo, la interacción entre temperatura y velocidad de deformación es también significativa.

Tabla III-2. Tabla ANOVA – Factor de respuesta: Resistencia a tracción.

Source of Variation	Degrees of Freedom	Sum of Squares [Partial]	Mean Squares [Partial]	F Ratio	P Value*	Significant
Model	11	1,95E+07	1,77E+06	580,9004	7,5E-147	yes
A: Temperature	1	1,79E+07	1,70E+07	5555,2275	1,98E-149	yes
B: Orientation	2	8,74E+04	4,37E+04	14,3121	1,53E-06	yes
C: Strain Rate	1	1,90E+05	1,90E+05	62,3557	1,77E-13	yes
AB	2	9470,547	4735,2735	1,5507	0,2146	no
AC	1	4,39E+04	4,39E+04	14,3805	0,00002	yes
BC	2	434,4324	217,2162	0,0711	0,9314	no
ABC	2	906,9986	453,4993	0,1485	0,8621	no
Residual	203	6,20E+05	3053,5499			
Lack of Fit	60	6,15E+05	1,02E+04	286,4206	1,26E-124	
Pure Error	143	5115,4361	35,7723			
Total	214	2,01E+07				

\*Según el ANOVA, valores de P menores de 0,05 indican que los factores del modelo son significativos.

La Figura III-3 muestra la evolución de la resistencia a tracción con la temperatura, en función de la orientación de la probeta y la velocidad de deformación.

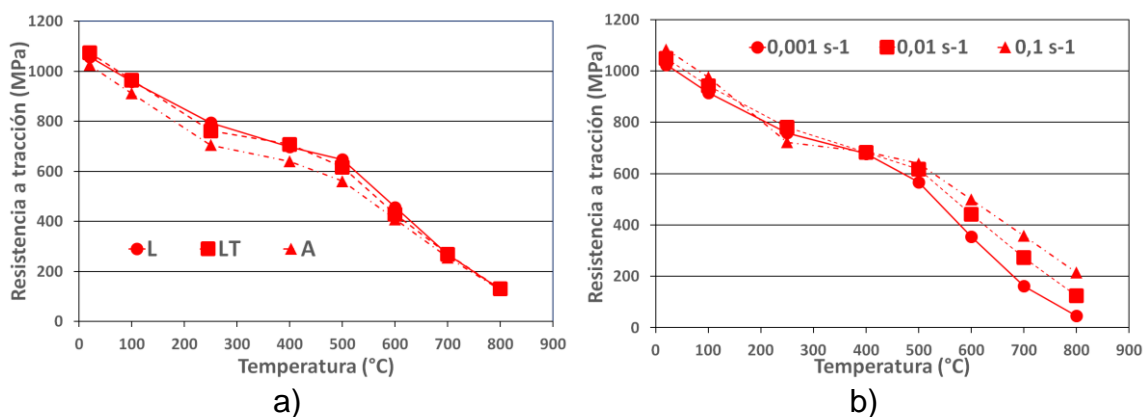


Figura III-3. Relación Resistencia a tracción - Temperatura del Ti-6Al-4V en función de: a) orientación de la probeta y b) velocidad de deformación.

Como cabría esperar atendiendo a la teoría del comportamiento del titanio [Donachie, 2004], se observa que a medida que aumenta la temperatura el valor de la resistencia a tracción disminuye gradualmente y a partir de 500 °C este descenso es más pronunciado. Además, por encima de dicha temperatura

la influencia de la velocidad de deformación es mucho mayor, al contrario de lo que ocurre con la orientación de la probeta que muestra mayor influencia a temperaturas más bajas.

Tensión de fluencia

La Tabla III-3 muestra que los tres factores analizados son factores significativos. Es decir, según el ANOVA el valor de la tensión de fluencia depende tanto de la temperatura como de la orientación y la velocidad de deformación empleados. Así mismo, las interacciones entre temperatura y orientación, y entre temperatura y velocidad de deformación, son también significativas.

Tabla III-3. Tabla ANOVA – Factor de respuesta: Tensión de Fluencia.

Source of Variation	Degrees of Freedom	Sum of Squares [Partial]	Mean Squares [Partial]	F Ratio	P Value*	Significant
Model	11	2,02E+07	1,84E+06	1254,8674	4,92E-180	yes
A: Temperature	1	1,76E+07	1,76E+07	1,20E+04	1,21E-182	yes
B: Orientation	2	4,02E+04	2,01E+04	13,7112	2,60E-06	yes
C: Strain Rate	1	2,32E+05	2,32E+05	158,26	3,28E-27	yes
AB	2	1,33E+04	6626,8466	4,5233	0,012	yes
AC	1	4,23E+04	4,23E+04	28,8669	2,12E-07	yes
BC	2	1006,5071	503,2536	0,3435	0,7097	no
ABC	2	756,6904	378,3452	0,2582	0,7727	no
Residual	203	2,97E+05	1465,0565			
Lack of Fit	60	2,90E+05	4832,9717	93,0398	1,89E-90	
Pure Error	143	7428,1673	51,9452			
Total	214	2,05E+07				

\*Según el ANOVA, valores de P menores de 0,05 indican que los factores del modelo son significativos.

La Figura III-4 muestra la evolución de la tensión de fluencia con la temperatura, en función de la orientación de la probeta y la velocidad de deformación. El comportamiento es muy similar al que se observa con la resistencia a tracción.

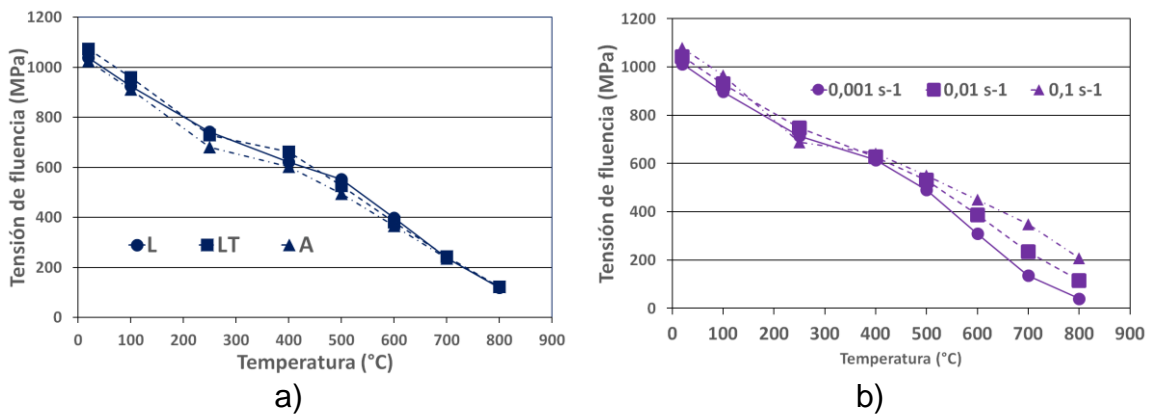


Figura III-4. Relación Tensión de fluencia - Temperatura del Ti-6Al-4V en función de: a) orientación de la probeta y b) velocidad de deformación.

### Módulo de elasticidad de Young

Tal y como se observa en la Tabla III-4, solo la temperatura es un factor significativo. Es decir, según el ANOVA el valor del módulo de Young solo depende de la temperatura y no de la orientación y la velocidad de deformación empleados.

Tabla III-4. Tabla ANOVA – Factor de respuesta: Módulo Elástico de Young.

Source of Variation	Degrees of Freedom	Sum of Squares [Partial]	Mean Squares [Partial]	F Ratio	P Value*	Significant
Model	11	2,76E+05	2,51E+04	88,4494	3,65E-71	yes
A: Temperature	1	2,49E+05	2,49E+05	877,954	1,18E-75	yes
B: Orientation	2	244,8793	122,4396	0,4321	0,6497	no
C: Strain Rate	1	254,5274	254,5274	0,8984	0,3444	no
AB	2	130,9186	65,4593	0,231	0,7939	no
AC	1	33,3289	33,3289	0,1176	0,732	no
BC	2	37,9201	18,96	0,0669	0,9353	no
ABC	2	1,7836	0,8918	0,0031	0,9969	no
Residual	203	5,75E+04	283,327			
Lack of Fit	60	5,57E+04	928,3176	73,0868	3,00E-83	
Pure Error	143	1816,3248	12,7016			
Total	214	3,33E+05				

\*Según el ANOVA, valores de P menores de 0,05 indican que los factores del modelo son significativos.

La Figura III-5 muestra la evolución del módulo de Young en función de la temperatura, donde se observa un descenso continuado a medida que aumenta la temperatura, siendo mucho más significativo a partir de 500 °C, lo que concuerda con la teoría del comportamiento del material [Leyens, 2003].

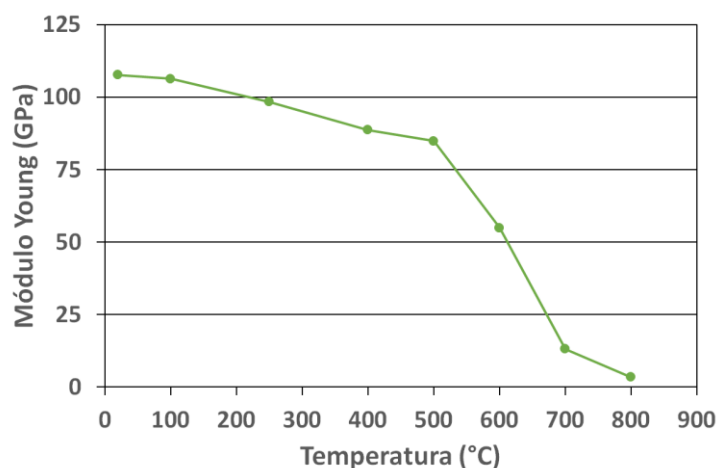


Figura III-5. Módulo elástico de Young del Ti-6Al-4V en función de la temperatura.

### Porcentaje de elongación

La Tabla III-5 muestra que, mientras la temperatura y la velocidad de deformación son factores significativos, la orientación de las probetas no lo es. Es decir, según el ANOVA el valor del porcentaje de elongación depende de la

temperatura y velocidad de deformación empleados, pero no de la orientación de la probeta. Así mismo, la interacción entre temperatura y velocidad de deformación es también un factor significativo.

Tabla III-5. Tabla ANOVA – Factor de respuesta: Porcentaje de Elongación.

Source of Variation	Degrees of Freedom	Sum of Squares [Partial]	Mean Squares [Partial]	F Ratio	P Value*	Significant
Model	11	1,59E+05	1,44E+04	25,1987	2,24E-32	yes
A: Temperature	1	9,41E+04	9,41E+04	164,6433	5,49E-28	yes
B: Orientation	2	226,9459	113,473	0,1984	0,8202	no
C: Strain Rate	1	1,19E+04	1,19E+04	20,8357	8,66E-06	yes
AB	2	78,6722	39,3361	0,0688	0,9335	no
AC	1	1,54E+04	1,54E+04	26,8495	5,29E-07	yes
BC	2	38,0832	19,0416	0,0333	0,9673	no
ABC	2	62,1803	31,0901	0,0544	0,9471	no
Residual	203	1,16E+05	571,8034			
Lack of Fit	60	1,15E+05	1908,8687	176,7974	7,24E-110	
Pure Error	143	1543,961	10,7969			
Total	214	2,75E+05				

\*Según el ANOVA, valores de P menores de 0,05 indican que los factores del modelo son significativos.

La Figura III-6 muestra la evolución del porcentaje de elongación en función de la temperatura y velocidad de deformación. Hasta los 500 °C el porcentaje de elongación de las probetas es muy similar (<15 %) con todas las condiciones, pero a partir de ahí se observa un aumento drástico de la elongación. Además, cuanto mayor es la temperatura, mayor es la influencia de la velocidad de deformación, alcanzándose en general los mayores niveles de deformación con la velocidad de deformación más baja. Este comportamiento está asociado al comportamiento superplástico que exhibe el Ti-6Al-4V a temperaturas elevadas tal y como se describía en el subapartado 1.2 del Capítulo II y como recoge la teoría del comportamiento del material [Semiatin, 2006].

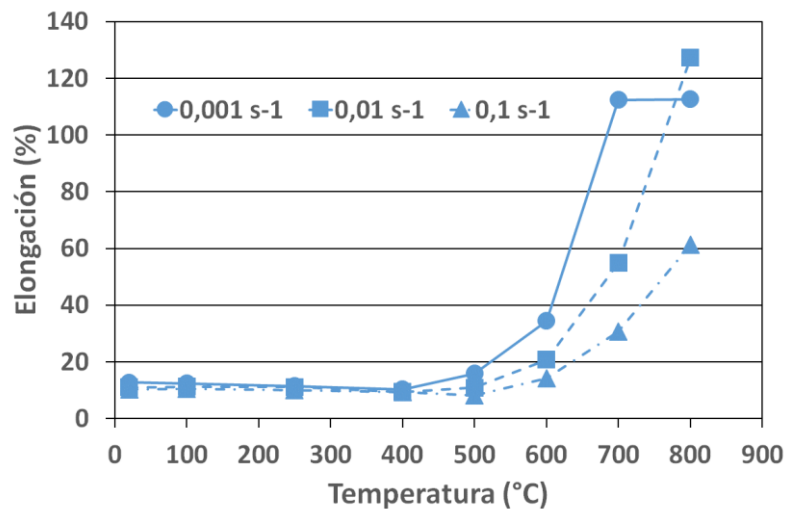


Figura III-6. Porcentaje de elongación del Ti-6Al-4V en función de la temperatura y velocidad de deformación.

### 2.1.2 Análisis metalográfico

Para el análisis metalográfico se han utilizado varias de las probetas ensayadas a tracción a diferentes temperaturas. Se han analizado muestras extraídas de zonas con y sin deformación.

La Figura III-7 muestra la microestructura de las muestras sin deformación en función de la temperatura de ensayo empleada. En la microestructura existen claramente dos fases. Una fase  $\alpha$  más clara cuya estructura cristalina es hexagonal compacta y una fase  $\beta$  más oscura, con estructura cristalina cúbica centrada en el cuerpo, siendo esta última más fácilmente deformable que la fase  $\alpha$ . Las muestras exhiben una microestructura recocida típica con fase  $\alpha$  equiaxial y fase  $\beta$  intergranular.

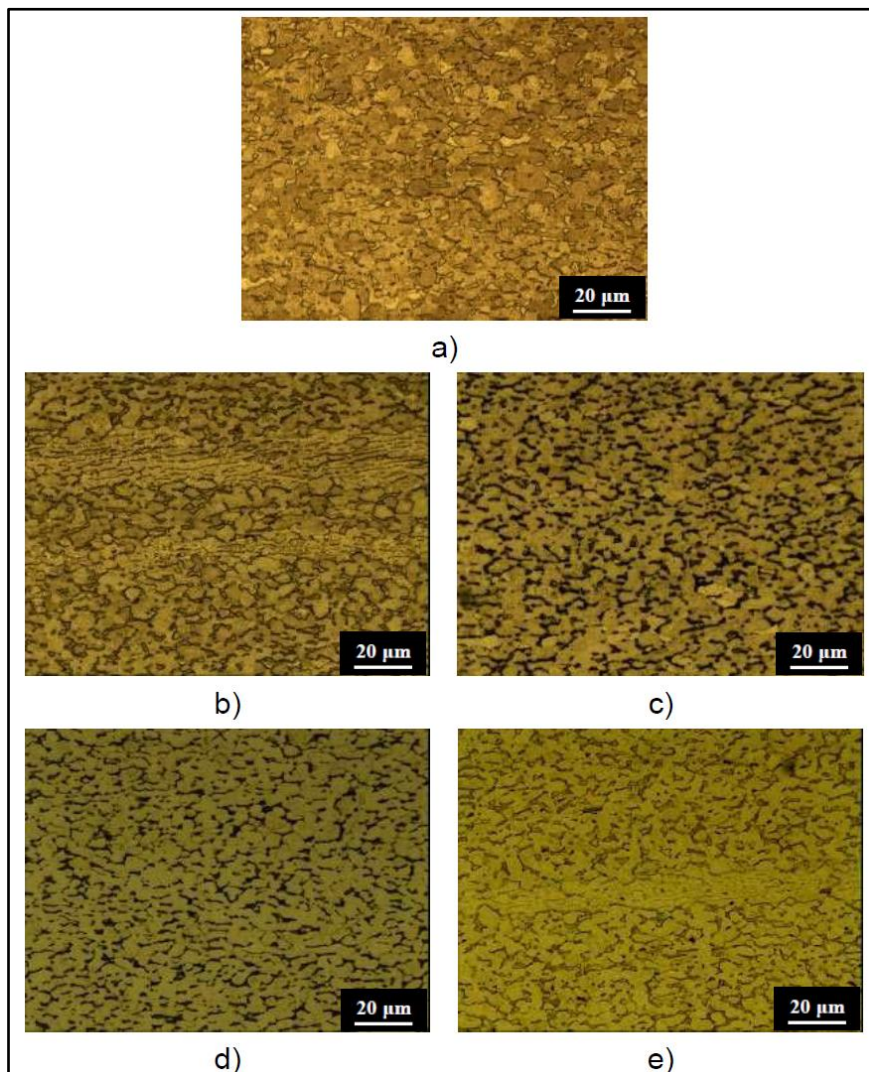


Figura III-7. Microestructura del Ti-6Al-4V en muestras sin deformación en ensayos de tracción realizados a: a) TA, b) 500 °C, b) 600 °C, c) 700 °C y d) 800 °C (Orientación L, magn. 1000x).

A modo de ejemplo, en la Figura III-8 se muestra el cambio microestructural que sufre el Ti-6Al-4V en función de la temperatura del ensayo de tracción en la zona con deformación (zona de máxima estricción o rotura de la probeta). Con

la deformación, la microestructura se alarga en la dirección de estiramiento y a medida que aumenta la temperatura, la fase  $\beta$  se hace más fina, salvo por encima de 700 °C, donde la microestructura se ve afectada por procesos de restauración dinámicos y/o post-dinámicos y se convierte de nuevo en equiaxial. Este aspecto está relacionado con el comportamiento observado en las curvas tensión-deformación de la Figura III-2-c que mostraban que no existe apenas endurecimiento por deformación en los ensayos realizados con temperaturas mayores de 600 °C.

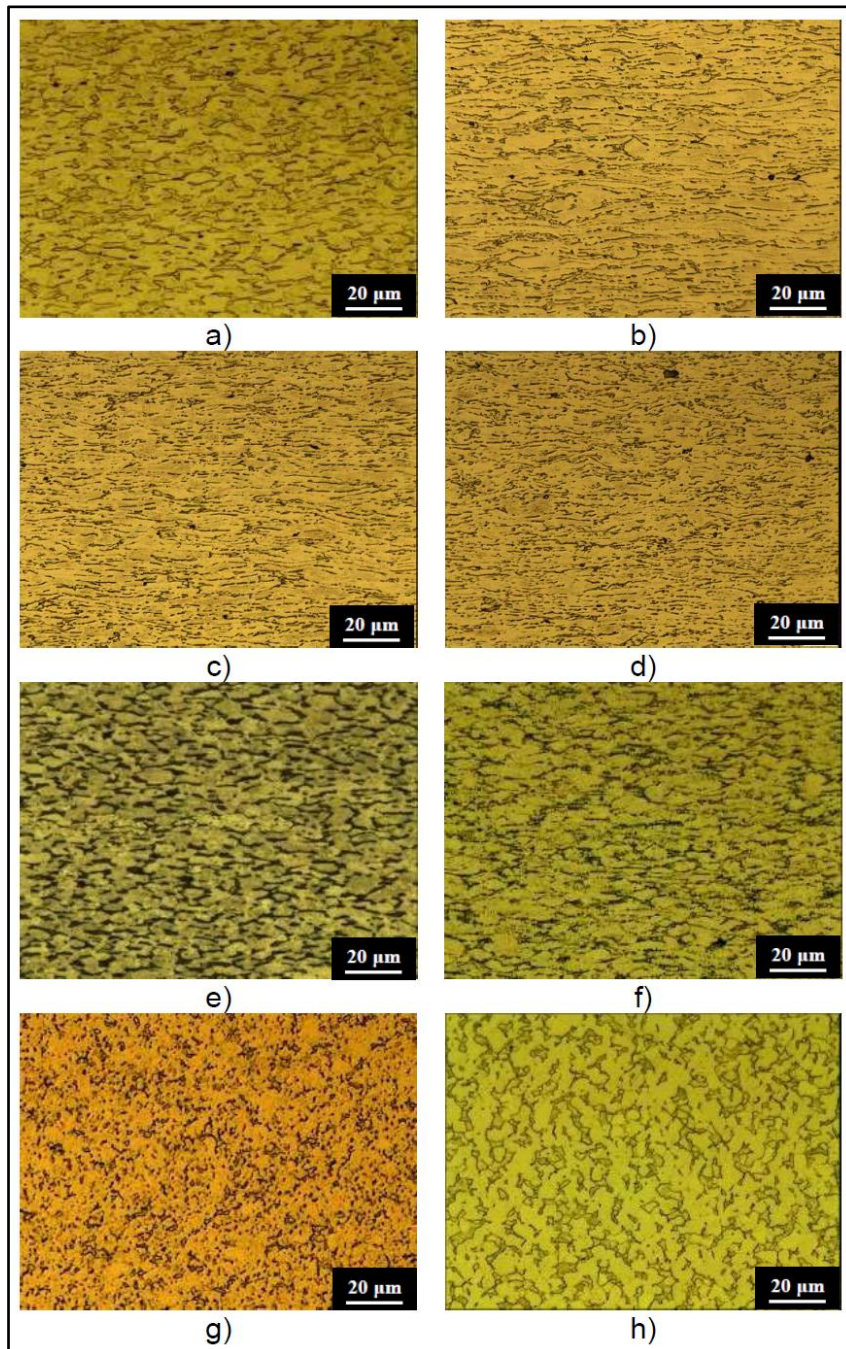


Figura III-8. Microestructura del Ti-6Al-4V en función de la temperatura de ensayo: a) TA, b) 100 °C, c) 250 °C, d) 400 °C, e) 500 °C, f) 600 °C, g) 700 °C y h) 800 °C (Orientación L, velocidad de deformación  $10^{-3} \text{ s}^{-1}$ , zona de estricción, magn. 1000x).

### 2.1.3 Mediciones de microdureza

Se han realizado mediciones de microdureza con el objetivo de obtener una mejor descripción de la microestructura de las probetas ensayadas a tracción. Estas mediciones también ayudan a evaluar la homogeneidad y el grado de endurecimiento o reblandecimiento de la microestructura. Las mediciones se han realizado en las superficies pulidas de las secciones transversales de las muestras utilizadas para el análisis metalográfico (ver Figura III-9-a). Para realizar las mediciones se ha utilizado la dureza Vickers HV1, aplicando el penetrador piramidal en las muestras con 1 kgf de fuerza. En todos los casos se han obtenido al menos seis mediciones distribuidas a lo largo de toda la sección, evaluándose los valores medios. La microdureza de las muestras se ha obtenido mediante el medidor INNOVATEST NEXUS 4504 que se muestra en la Figura III-9-b.

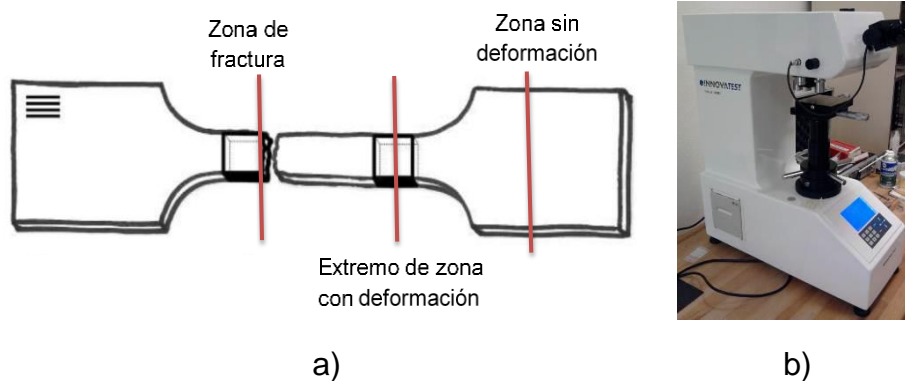


Figura III-9. a) Representación esquemática de zonas de medición de la dureza / b) Medidor de dureza INNOVATEST NEXUS 4504.

La Figura III-10 representa los resultados de microdureza de muestras que no han sufrido deformación en función de la temperatura y la orientación de la probeta de tracción. Pese a que no existe gran diferencia entre las mediciones, se observa que la dureza aumenta muy ligeramente con la temperatura hasta 500 - 600 °C. A partir de ahí, se produce un ligero descenso de la dureza al aumentar la temperatura.

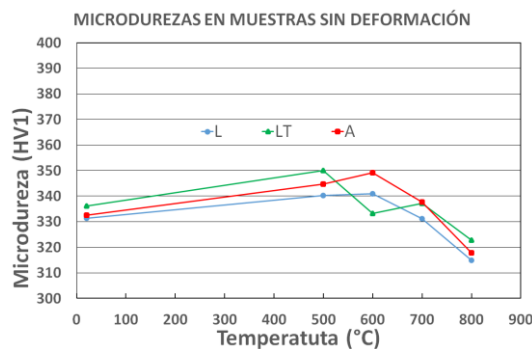


Figura III-10. Valores de microdureza en muestras de zona sin deformación en función de la temperatura y orientación de la probeta de tracción.



Por su parte, la Figura III-11 representa los resultados de microdureza de dos zonas diferentes de las probetas de tracción que si han sufrido deformación (zona cercana al extremo de amarre de la probeta y zona de fractura o máxima estircción), en función de la temperatura, la orientación de la probeta y la velocidad de deformación. La tendencia que se observa en las mediciones es la misma que en las muestras sin deformación. Así, en general, el valor máximo de microdureza se obtiene en las probetas ensayadas a 500 °C lo que indica un cierto grado de reblandecimiento del material por encima de esa temperatura, como ya indicaba el análisis de la microestructura.

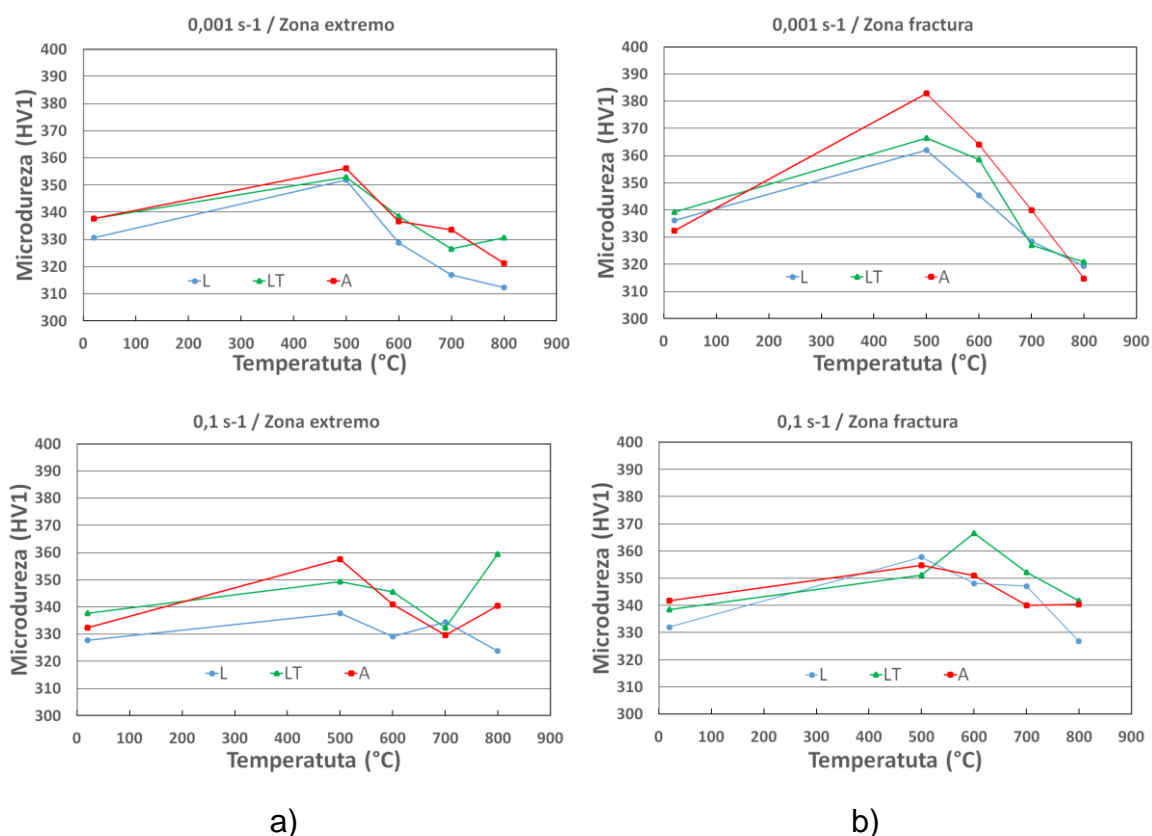


Figura III-11. Valores de microdureza de muestras de zonas con deformación de ensayos a 0,001 s<sup>-1</sup> y 0,1 s<sup>-1</sup>: a) área cercana al extremo de amarre, b) área de fractura o estircción.

La Tabla III-6 recoge los valores medios de microdureza, en función de la temperatura del ensayo de tracción, de las tres zonas diferentes analizadas.

Tabla III-6. Dureza Vickers en función de la temperatura y zona de la probeta de tracción.

Temperatura de ensayo de tracción (°C)	Zona sin deformación (HV1)	Zona con deformación (HV1)	
		Zona cercana a extremo de amarre de probeta	Zona máxima estircción o rotura de probeta
ambiente	333,4	334,0	336,7
500	345,0	350,9	362,5
600	341,1	336,6	355,6
700	335,3	328,9	339,1
800	318,5	331,3	327,3

Pese a que las mediciones indican que no existe gran diferencia entre las tres zonas se observa que, en general, en el rango de valores máximos (500 °C), se obtienen valores ligeramente superiores en la zona de mayor deformación de la probeta de tracción (zona de máxima estricción o fractura) debido al endurecimiento por deformación.

### 2.1.4 Conclusiones

La Tabla III-7 muestra un resumen con los principales resultados obtenidos de la caracterización de las propiedades mecánicas y características microestructurales del Ti-6Al-4V (material base).

*Tabla III-7. Resumen de la caracterización de las propiedades mecánicas y características microestructurales del Ti-6Al-4V (material base).*

#### Propiedades mecánicas y características microestructurales del Ti-6Al-4V

Ensayos de tracción	<p>A medida que aumenta la temperatura, la resistencia a tracción, la tensión de fluencia y el módulo elástico de Young disminuyen gradualmente. A partir de 500 °C este descenso es más pronunciado.</p> <p>El porcentaje de elongación del material (formabilidad) es prácticamente igual entre temperatura ambiente y 500 °C. Por encima de 500 °C comienza a aumentar drásticamente pero el aumento es mayor cuanto menor es la velocidad de deformación.</p>
Microestructura	<p>La microestructura del Ti-6Al-4V muestra dos fases. Una fase <math>\alpha</math> más clara cuya estructura cristalina es hexagonal compacta y una fase <math>\beta</math> más oscura, con estructura cristalina cúbica centrada en el cuerpo.</p> <p>Con la deformación y aumento de la temperatura, la microestructura se alarga en la dirección de estiramiento.</p>
Microdureza	<p>La microdureza aumenta ligeramente con la deformación.</p> <p>Los valores máximos se obtienen en probetas ensayadas a 500 °C.</p>

Se observa que la temperatura tiene una influencia muy significativa en todas las propiedades del Ti-6Al-4V a partir de 500 °C. Sin embargo, hasta dicho valor la formabilidad del material es muy similar a la obtenida a temperatura ambiente. Por lo tanto, se puede concluir que para deformar el Ti-6Al-4V satisfactoriamente mediante SPIF es recomendable calentar la chapa por encima de 500 °C.

## 2.2 Determinación de los parámetros clave del proceso SPIF para conformar Ti-6Al-4V en caliente

El presente subapartado tiene como objetivo principal fijar las condiciones del proceso SPIF para deformar Ti-6Al-4V de manera satisfactoria además de

establecer el límite de formabilidad del material ( $\phi_{\max}$ ) con la configuración experimental propuesta.

En este sentido, se ha realizado una evaluación de la formabilidad del Ti-6Al-4V en SPIF para lo que se han tomado como punto de partida los resultados obtenidos de la caracterización de las propiedades mecánicas y características microestructurales del material base. Estos resultados han permitido identificar el rango de interés de la temperatura de trabajo para deformar Ti-6Al-4V.

Así, se ha analizado la influencia de los parámetros de proceso más relevantes (temperatura, paso y velocidad de avance de la herramienta) sobre la formabilidad del Ti-6Al-4V utilizando una pieza de ángulo de pared variable. Para ello, se ha diseñado un conjunto de experimentos que ha consistido en fabricar la pieza bajo diferentes combinaciones de parámetros hasta llegar a la rotura. De esta manera, se ha determinado la influencia de cada parámetro analizado sobre la formabilidad del Ti-6Al-4V y se ha identificado un conjunto de valores óptimos para aumentar de manera significativa dicha formabilidad.

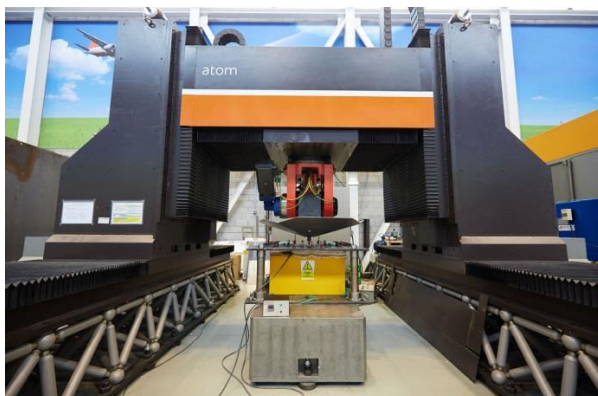
Una vez fijadas las condiciones de proceso, se ha determinado el ángulo de pared máximo ( $\phi_{\max}$ ) que es posible deformar de manera estable sin llegar a la rotura del material haciendo uso de dichas condiciones.

### 2.2.1 Descripción de los equipos empleados

A continuación, se describen los equipos utilizados para realizar los ensayos de evaluación de la formabilidad del Ti-6Al-4V en SPIF.

Los ensayos se han realizado en una máquina prototipo tipo gantry desarrollada por Tecnalía (ver Tabla III-8).

Tabla III-8. Características de la máquina utilizada en los ensayos de SPIF en caliente.



<b>Máquina gantry ATOM</b>	
<b>Modelo</b>	Prototipo de Tecnalía
<b>Control Numérico</b>	SIEMENS 840D
<b>Configuración</b>	5 ejes
<b>Esfuerzo Axial</b>	Max. 20 kN en eje Z

La chapa se posiciona en un marco metálico estático y se amarra por sus cuatro extremos mediante otros tantos pisadores (ver Tabla III-9). El hueco interior de este marco es de 400 x 400 mm<sup>2</sup>, considerándose éste el área de

trabajo ya que en esta zona la chapa se encuentra “libre” sin ningún tipo de apoyo.

Tabla III-9. Características del sistema estático de amarre de la chapa.

	Sistema estático de amarre	
	<b>Material</b>	Marco: Acero F112/1025 Pisadores (4): Acero F114/1045
<b>Área de trabajo</b>	400 x 400 mm <sup>2</sup>	
<b>Configuración</b>	Estático	

Como equipo de calentamiento se emplea un horno que se sitúa justo debajo de la chapa, la cual a su vez actúa como tapa del propio horno. Este horno está compuesto por resistencias eléctricas situadas tanto en el fondo como en las paredes de este (ver Tabla III-10) y es capaz de proporcionar hasta 10 kW de potencia.

Tabla III-10. Características del horno eléctrico para calentar chapas de Ti-6Al-4V.



Horno eléctrico	
<b>Fabricante</b>	Hornos del Valles S.A
<b>Modelo</b>	Metalar-es
<b>Potencia</b>	10 kW
<b>Temperatura de consigna</b>	Temperatura del horno (termopar tipo K)
<b>Temperatura máxima</b>	950 °C
<b>Controlador</b>	Toho TIM004

La estrategia de control utilizada para alcanzar y mantener la temperatura deseada en el horno (consigna) se realiza mediante un control ON-OFF implementado en el controlador del dispositivo. Este control actúa en función de las lecturas recibidas de un termopar colocado en la cavidad del horno y su comportamiento se puede observar en la Figura III-12 que muestra, a modo de ejemplo, la evolución de la temperatura tanto en el interior del horno como en el centro de la cara exterior de una chapa al alcanzar una temperatura de consigna determinada.

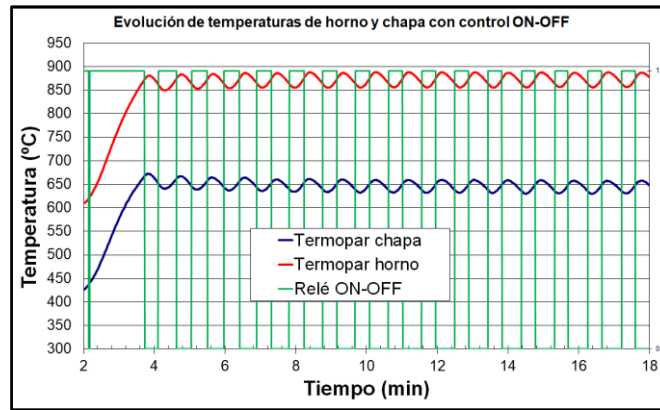


Figura III-12. Temperaturas de horno y del centro de la cara superior de una chapa con control de horno tipo ON-OFF.

La temperatura del horno fluctúa debido a la inercia asociada a este tipo de control. Como se observa, el horno se activa (ON,1) – desactiva (OFF,0) al alcanzar el valor de consigna, pero debido a la inercia con la que cuenta se genera una oscilación de  $\pm 15 \text{ }^\circ\text{C}$  aproximadamente en torno al valor programado, la cual se traslada a la chapa.

La Tabla III-10 también muestra que el cabezal de la máquina cuenta con una campana de protección de acero inoxidable para evitar la transmisión de calor desde la zona de trabajo en la chapa hacia el propio cabezal.

Además, se ha utilizado la cámara termográfica representada en la Tabla III-11 y su correspondiente software de tratamiento de datos para realizar mediciones de temperatura en la chapa como se detalla más adelante.

Tabla III-11. Características de la cámara termográfica.

Cámara termográfica		
	<b>Modelo</b>	Xenics Onca-1380
	<b>Objetivo</b>	20 / 100 mm
	<b>Rango</b>	-20 – 120 $^\circ\text{C}$
		120 – 400 $^\circ\text{C}$
		400 – 1200 $^\circ\text{C}$
<b>Software</b>	Xeneth	

### 2.2.2 Identificación del rango de interés de la temperatura de trabajo del equipo de calentamiento

Este subapartado tiene como objetivo definir el rango de interés de la temperatura en el horno para fabricar piezas de Ti-6Al-4V mediante SPIF con base en los resultados obtenidos en subapartado 2.1 sobre las propiedades mecánicas y características microestructurales del material base.

En este sentido, la Figura III-6 mostraba que la formabilidad del Ti-6Al-4V comienza a aumentar significativamente a partir de 500 °C por lo que se puede deducir que para la fabricación de piezas de Ti-6Al-4V mediante SPIF no es recomendable trabajar por debajo de esa temperatura en la chapa ya que la formabilidad sería similar a la obtenida a temperatura ambiente. Por lo tanto, es necesario identificar el rango de temperatura de trabajo del horno para alcanzar temperaturas superiores a 500 °C en la chapa.

La Tabla III-12 muestra valores de temperatura alcanzados en el centro de la cara superior de una chapa de Ti-6Al-4V, obtenidos con la cámara termográfica de la Tabla III-11, en función de la temperatura de consigna del horno.

*Tabla III-12. Valores de temperatura en el centro de la cara superior de una chapa de Ti-6Al-4V plana en función de la temperatura de consigna en el horno con control ON-OFF.*

Consigna de temperatura horno (°C)	Temperatura en centro chapa (°C)
500	270 ± 15
600	335 ± 15
700	400 ± 15
800	495 ± 15
900 <sup>1</sup>	655 ± 15

Por un lado, se observa que con valores por debajo de 800 °C en el horno la temperatura alcanzada en la chapa es inferior a 500 °C mientras que con 800 °C en el horno se alcanzan valores cercanos a 500 °C. Por otro lado, con 900 °C en el horno la chapa alcanza una temperatura muy cercana a 650 °C, temperatura habitualmente recomendada para operaciones de conformado de Ti-6Al-4V en caliente [Donachie, 2004].

Por lo tanto, se determina que el rango de interés de la temperatura en el horno para deformar Ti-6Al-4V mediante SPIF es de 800 °C – 900 °C.

### **2.2.3 Evaluación de la formabilidad del Ti-6Al-4V en SPIF. Influencia de los parámetros de proceso**

Para el análisis de la formabilidad se ha utilizado la geometría de ángulo de pared variable representada en la Figura III-13 tomando como referencia el criterio definido por Hussain y Gao [Hussain, 2007]. La base superior de la pieza cuenta con un diámetro de 285 mm siendo el ángulo de pared inicial de 30°. El ángulo de pared incrementa su valor en 5° cada 7 mm de profundidad llegando a un ángulo máximo de 70° en su tramo final y una profundidad de 70 mm.

<sup>1</sup> Valor cercano al límite de trabajo del horno.

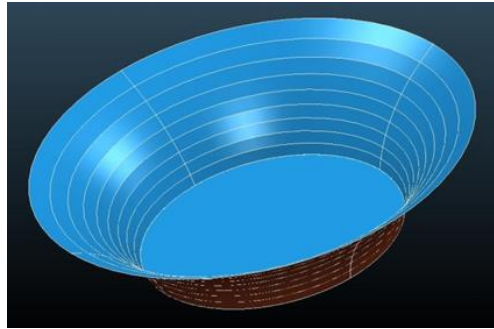


Figura III-13. Geometría utilizada para evaluar la formabilidad del Ti-6Al-4V en SPIF.

Los ensayos para evaluar la formabilidad han consistido en conformar la geometría propuesta utilizando diferentes combinaciones de parámetros de proceso, deformando las chapas hasta su rotura. Como indicadores de la formabilidad se han utilizado tanto el valor del ángulo de pared como el valor de profundidad Z de las piezas en el momento de su rotura. Así, tan pronto como se ha producido la rotura en cada ensayo, la máquina se ha parado y se ha anotado el valor Z de punta de herramienta en ese instante. Con este valor, el ángulo de pared asociado a dicho instante es fácilmente identificable en el CAM programado.

Las trayectorias de conformado se han diseñado mediante el software CAM comercial PowerMill. Estas trayectorias han sido programadas siguiendo la denominada estrategia convencional de conformado. Es decir, como se mencionaba en el capítulo II, en este caso la geometría de la pieza se obtiene con una sola etapa de conformado, haciendo que la herramienta siga el contorno del modelo CAD definiendo segmentos circulares como se observa en la Figura III-14.

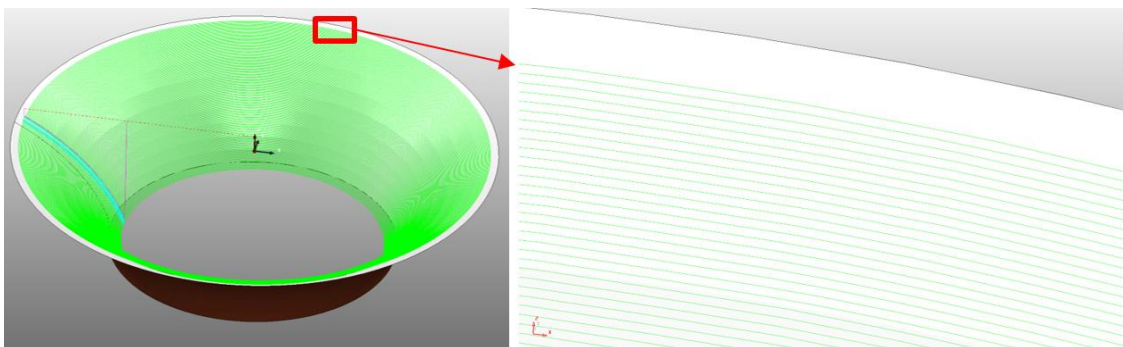


Figura III-14. Estrategia de conformado utilizada para el análisis de formabilidad del Ti-6Al-4V.

Entre las posibilidades ofrecidas por el software se ha optado por la denominada estrategia “desfase 3D” que permite introducir el paso de herramienta referido a la distancia existente entre segmentos (vueltas) contiguos de la trayectoria medida sobre la propia superficie de la pieza. De este modo, la influencia del paso sobre la rugosidad es la misma a lo largo de toda la profundidad de la pieza.

Para analizar la influencia de la temperatura de proceso, los ensayos se han realizado utilizando tres temperaturas diferentes en el horno ( $T_{\text{horno}}$ : TA, 800 °C y 900 °C). Estas temperaturas se han definido con base en el rango de interés definido en el apartado anterior<sup>1</sup>. En cuanto al paso ( $p$ )<sup>2</sup> y la velocidad de avance ( $f$ ) de la herramienta se han definido unos rangos de interés para el análisis<sup>3</sup> de 0,5 - 1 mm y 200 - 1000 mm/min respectivamente. El resto de los parámetros de proceso se han mantenido fijos en todos los ensayos. Los valores de estos parámetros se recogen en la Tabla III-13.

Tabla III-13. Parámetros fijos de proceso SPIF para evaluar la formabilidad del Ti-6Al-4V.

Parámetro	Valor
Espesor de chapa, $t_i$ (mm)	1,6
Diámetro de herramienta, $d$ (mm)	22
Lubricante	Nitruro de Boro

Para todos los ensayos se han utilizado chapas de Ti-6Al-4V (en estado recocido) de 500 x 500 mm<sup>2</sup> de 1,6 mm de espesor. Las piezas se han fabricado con una herramienta tipo rueda comercial, de Inter-Méca [INTER-MÉCA, 2020], con perfil semiesférico de 22 mm de diámetro para mejorar las condiciones de rodadura entre chapa y herramienta. Además, puesto que el titanio tiende a reaccionar fácilmente con otros metales (con el consiguiente efecto “galling”) y con el objetivo de mejorar la calidad superficial de las piezas finales, la rueda utilizada en estos ensayos se ha fabricado con un material cerámico (ver Figura III-15).

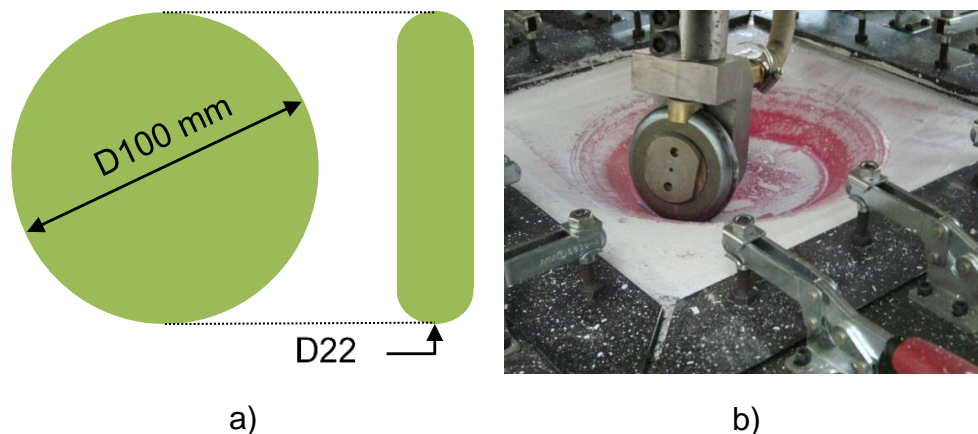


Figura III-15. Herramienta utilizada durante los ensayos de SPIF para evaluar la formabilidad del Ti-6Al-4V: a) Esquema de la rueda; b) Herramienta durante fabricación de una pieza.

En todos los ensayos realizados en caliente el método de calentamiento del horno ha sido el mismo y ha consistido en lo siguiente, después de colocar la chapa en el marco sin amarrar y con lubricante aplicado:

<sup>1</sup> Se incluye la temperatura ambiente en el análisis como referencia de mínima formabilidad.

<sup>2</sup> Paso entre dos vueltas (circunferencias) contiguas de la trayectoria de herramienta definido sobre la superficie de la pieza.

<sup>3</sup> Rangos admisibles desde el punto de vista del tiempo de proceso.



- Calentamiento inicial introduciendo consigna de 200 °C primero y de 500 °C 5 min después.
- Amarrar la chapa 15 min después.
- Calentamiento final aplicando la siguiente secuencia de temperaturas hasta alcanzar la temperatura objetivo de cada ensayo, es decir, 800 o 900 °C: 700>800 o 700>800>900 respectivamente introduciendo las consignas de temperatura cada 15 min.

Para poder realizar un análisis estadístico de los resultados se han llevado a cabo tres iteraciones (3 piezas fabricadas) con cada combinación de ensayo. La Tabla III-14 recoge la lista de ensayos realizados donde se observa la combinación de parámetros utilizada en cada uno de ellos, así como los resultados obtenidos de cada iteración.

Tabla III-14. Lista de ensayos para evaluar la formabilidad del Ti-6Al-4V en SPIF y resultados obtenidos utilizando una geometría con ángulo de pared variable.

Ensayo	T horno (°C)	p (mm)	f (mm/min)	Iteración	Z <sub>rotura</sub>	Ø <sub>rotura</sub>
1	800	1	1000	I	-34	50
				II	-33,7	50
				III	-31	45
2	900	1	1000	I	-57	65
				II	-67	70
				III	-69	70
3	800	0,5	1000	I	-42	55
				II	-42,2	55
				III	-44	55
4	900	0,5	1000	I	no rompe	no rompe
				II	no rompe	no rompe
				III	no rompe	no rompe
5	800	1	200	I	-36	50
				II	-35,3	50
				III	-35,9	50
6	ambiente	1	1000	I	-25	45
				II	-22,1	40
				III	-25,4	45

Por un lado, se puede decir que, en el rango analizado, la velocidad de avance no es un factor significativo ya que los valores de formabilidad no varían prácticamente de un ensayo a otro (comparación entre iteraciones de los ensayos 1 y 5). Tan solo se observa un ligero aumento de las profundidades a las que se produce la rotura disminuyendo el valor de la velocidad de avance. Como ejemplo, en la Figura III-16 se representan los resultados de formabilidad (Z<sub>rotura</sub>) de la iteración I de todos los ensayos realizados con paso de 1 mm. En esta imagen se observa que la influencia de la velocidad de avance sobre la

formabilidad de la herramienta, comparada con la influencia que tiene la temperatura de trabajo, es prácticamente inapreciable. Con las iteraciones II y III de este mismo ensayo se concluye lo mismo. Por lo tanto, dentro del rango de velocidad admisible para el proceso, el efecto de la velocidad de avance en la formabilidad se considera irrelevante.

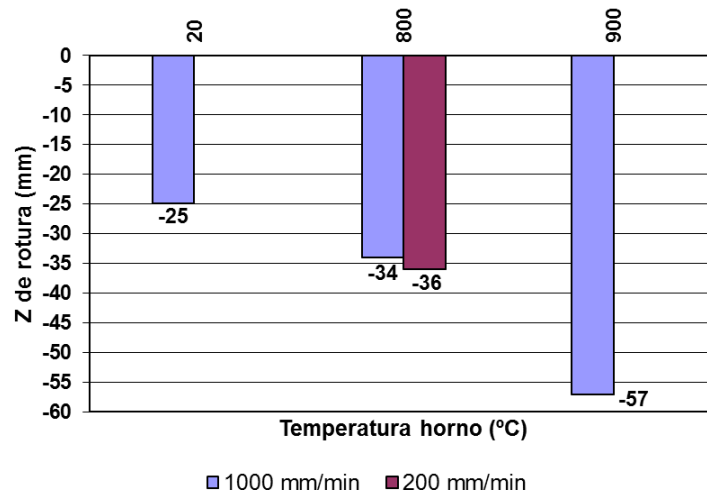
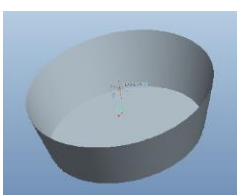


Figura III-16. Formabilidad en ensayos con paso de herramienta de 1 mm (iteración I).

Al contrario que la velocidad de avance, tanto la temperatura como el paso tienen una influencia clara sobre la formabilidad. Aumentando la temperatura la formabilidad aumenta y lo mismo ocurre si se disminuye el valor del paso. Así, a temperatura ambiente no es posible deformar ángulos mayores de  $40^\circ$ , pero aumentando la temperatura y disminuyendo el paso es posible obtener un ángulo de pared de hasta  $70^\circ$  en el caso más favorable. Esto significa que en las tres iteraciones realizadas con los valores de temperatura máximo y paso mínimo ( $900^\circ\text{C}$  en el horno, paso de  $0,5\text{ mm}$ ), no se ha producido rotura de la chapa. Es decir, en estos tres casos se ha conformado la geometría total de la pieza llegando a alcanzar satisfactoriamente el ángulo máximo de pared de  $70^\circ$ . Por esta razón y con el objetivo de tener un conocimiento más profundo sobre las condiciones de rotura del Ti-6Al-4V bajo estas mismas condiciones de ensayo, se ha llevado a cabo otro conjunto de experimentos conformando la geometría representada en la Tabla III-15. Se trata de una geometría con forma de tronco cono que cuenta con un diámetro superior de  $285\text{ mm}$  y  $70\text{ mm}$  de profundidad con ángulo de pared constante de  $70^\circ$ .

Tabla III-15. Resultados de ensayos para evaluar la formabilidad del Ti-6Al-4V utilizando una geometría con ángulo de pared constante.



Ensayo	$T_{\text{horno}} (^\circ\text{C})$	$p$ (mm)	$f$ (mm/min)	Iter	$Z_{\text{rot}}$	$\varnothing_{\text{rot}}$
7	900	0,5	1000	I	-32,5	70
				II	-35,5	70
				III	-33,5	70

Se han realizado tres iteraciones utilizando las mismas condiciones que en el ensayo 4 (ver Tabla III-14) del bloque anterior y de la misma manera, las chapas se han deformado hasta producirse la rotura en las mismas. Los resultados de estos tres nuevos ensayos se recogen también en la Tabla III-15. En este caso sí se produce la rotura de la chapa en las tres iteraciones. Esto significa, al contrario de lo que se podría desprender observando los resultados en la Tabla III-14, que  $70^\circ$  no es un valor estable para establecer como ángulo máximo admisible para conformar Ti-6Al-4V bajo las condiciones de ensayo señaladas, ya que alcanzada cierta profundidad se produce la rotura.

Por otro lado, los resultados recogidos en la Tabla III-14 y Tabla III-15 se han utilizado para realizar una evaluación más profunda de la influencia de la temperatura y el paso de la herramienta sobre la formabilidad del material mediante el análisis ANOVA que se presenta en la Tabla III-16. Para este análisis se ha utilizado como factor de respuesta la profundidad en el momento de la rotura ( $Z_{\text{rotura}}$ ). Del análisis se desprende que tanto la temperatura como el paso son factores significativos y que por tanto el cambio de sus valores influye significativamente en los valores de formabilidad. En la tabla también se recoge que existe una interacción entre temperatura y paso siendo este también un factor significativo.

*Tabla III-16. ANOVA sobre la influencia de la temperatura (factor A) y paso (factor B) sobre la formabilidad del Ti-6Al-4V utilizando como factor de respuesta la Z de rotura.*

ANOVA Table						
Source of Variation	Degrees of Freedom	Sum of Squares	Mean Square	F Value	P Value Prob > F*	Significant
Model	3	5746,03	1915,34	160,92	< 0,0001	yes
A: Temperature	1	4625,61	4625,61	388,63	< 0,0001	yes
B: Step	1	936,33	936,33	78,67	< 0,0001	yes
AB	1	184,08	184,08	15,47	0,0043	yes
Pure Error	8	95,22	11,90			
Cor Total	11	5841,25				

\*Valores de 'Prob > F' menores de 0,05 indican que los factores del modelo son significativos.

Esta interacción se representa en la Figura III-17 donde se observa claramente que el efecto del paso sobre la formabilidad es mucho mayor a  $900^\circ\text{C}$  que a  $800^\circ\text{C}$ .

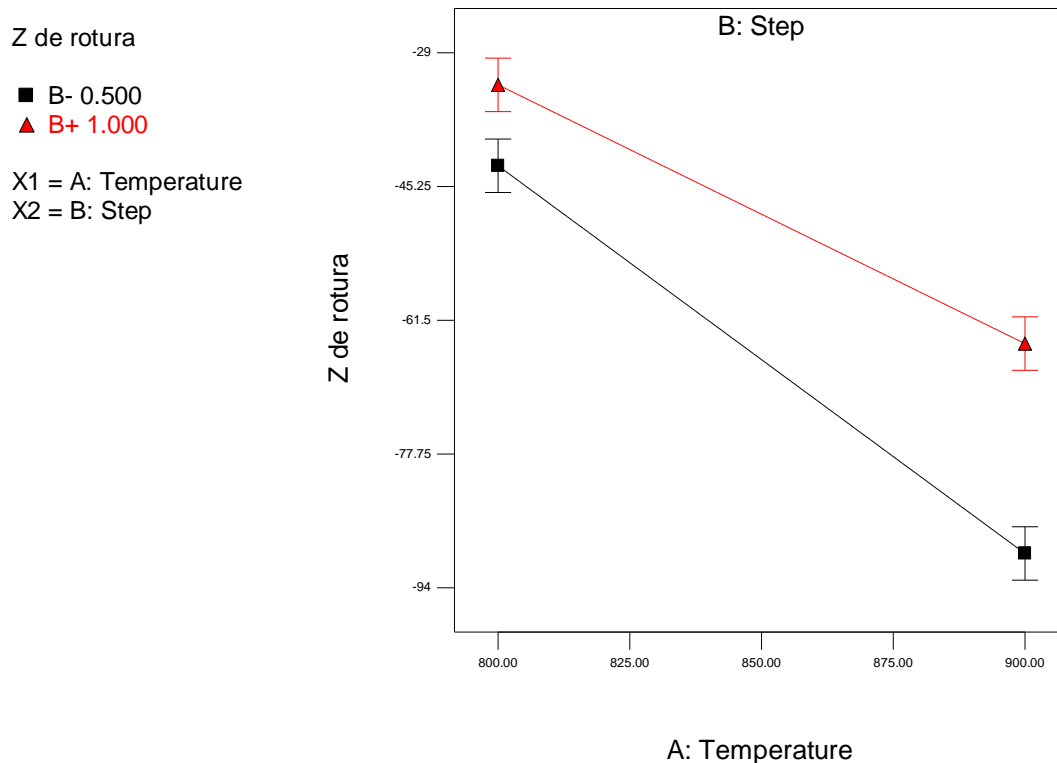


Figura III-17. Interacción entre temperatura de trabajo (A) y paso de la herramienta (B).

Con estos resultados se concluye lo siguiente respecto a la formabilidad del Ti-6Al-4V en operaciones de SPIF:

- Cuanto mayor es la temperatura de trabajo, mayor es la formabilidad.
- Cuanto menor es el paso entre líneas de trayectoria contiguas (paso de la herramienta) mayor es la formabilidad, tal y como era de esperar inicialmente ya que la herramienta pasa más por la chapa deformando el material en tramos más pequeños.
- Una temperatura de trabajo elevada y un paso de herramienta bajo es la mejor combinación para obtener valores de formabilidad del material más elevados.
- En el rango de interés analizado, la velocidad de avance no es un factor significativo puesto que al variar su valor no se observa una variación significativa en la formabilidad.

#### 2.2.4 Identificación del ángulo de pared máximo estable

Como se ha comprobado en el subapartado anterior, es posible llegar a conformar ángulos de hasta  $70^\circ$  de Ti-6Al-4V bajo ciertas condiciones de ensayo ( $f = 1000$  mm/min,  $p = 0,5$  mm,  $T_{\text{horno}} = 900$  °C,  $d = 22$  mm). Sin embargo, también se ha observado que éste no es un valor estable para establecer como el ángulo máximo de pared admisible ya que no es posible

conformar más de cierta profundidad de pieza (32 - 35 mm) con un ángulo de pared constante de 70° sin llegar a la rotura.

Por ese motivo, se ha llevado a cabo una serie de ensayos para determinar el valor estable del ángulo de pared máximo admisible para el Ti-6Al-4V bajo las condiciones de ensayo mencionadas. Los ensayos han consistido en conformar piezas de ángulo de pared constante como la representada en la Tabla III-15 hasta encontrar el valor en el que la pieza se ha podido conformar por completo (hasta 70 mm) sin producirse la rotura. En la Tabla III-17 se presentan los ensayos realizados donde se indican los ángulos de pared analizados.

Tabla III-17. Resultados de ensayos para determinar ángulo de pared máximo estable. Geometría con ángulo de pared constante.

Ensayo	$\theta$ (°)	Z rot. (mm)
8	65	-42
9	60	-62
10	55	-70 (No rompe)

Se ha realizado un primer ensayo conformando una pieza de ángulo de pared constante de 65° donde se ha producido la rotura a una profundidad de 42 mm. Posteriormente se ha conformado otra pieza de 60° en la que se ha vuelto a producir rotura pero en este caso a una profundidad de 62 mm. Finalmente, se ha utilizado una pieza de 55° de ángulo de pared constante la cual se ha podido conformar satisfactoriamente por completo llegándose a los 70 mm de profundidad (ver Figura III-18).

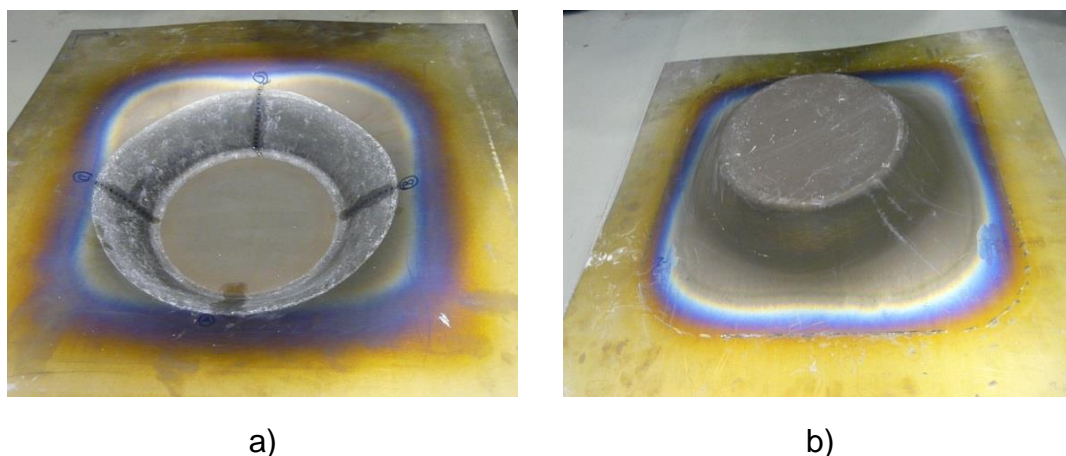


Figura III-18. Pieza de Ti-6Al-4V fabricada mediante SPIF en caliente con ángulo de pared constante de 55°: a) Cara interior; b) Cara exterior.

Con los resultados obtenidos en el rango analizado, se puede concluir que el ángulo de pared máximo para conformar chapas de Ti-6Al-4V de 1,6 mm de espesor se encuentra entre 55° - 60°. Con los datos disponibles se establece en 55° el valor límite estable utilizando una temperatura de horno de 900 °C, 1000 mm/min de velocidad de avance y un paso de 0,5 mm, así como un diámetro de herramienta de 22 mm.

### 2.3 Análisis preliminar sobre la distribución de temperatura en la chapa

En este subapartado se realiza una correlación entre la temperatura del horno y la temperatura generada en diferentes zonas de la chapa a partir de mediciones de temperatura obtenidas durante varios de los ensayos descritos en el subapartado 2.2. De esta manera, se determina un rango de temperatura de trabajo preliminar en la chapa para conformar satisfactoriamente Ti-6Al-4V mediante SPIF. Para las mediciones se ha utilizado la cámara termográfica de la Tabla III-11 y se han realizado en ensayos con las siguientes condiciones:

- Horno programado a 800 °C (condición de ensayo 5 de la Tabla III-14).
- Horno programado a 900 °C (condición de ensayo 7 de la Tabla III-15).

En cada uno de estos ensayos se han tomado imágenes termográficas en tres instantes diferentes:

- Instante 1: justo antes de empezar a conformar la chapa.
- Instante 2: durante el conformado.
- Instante 3: justo después de terminar el conformado.

Las mediciones se han realizado, utilizando un objetivo de 100 mm, en la cara superior de la chapa a conformar, es decir, en la cara por donde pasa la herramienta y que está en contacto con el ambiente exterior. La cámara se ha posicionado tal y como se representa en la Figura III-19 en una esquina del horno y a una altura de un metro respecto a la chapa aproximadamente para poder captar una superficie lo suficientemente amplia.



Figura III-19. Medición de la temperatura de la cara superior de la chapa con la cámara termográfica.

Además, haciendo uso del software de la cámara, para realizar el análisis de temperatura en cada instante se han definido tres zonas diferentes de

medición. Estas tres zonas corresponden con las siguientes posiciones en la chapa tal y como se representa en la Figura III-20:

- Zona A: zona central de la chapa, estando esta dentro de la zona de conformado.
- Zona B: zona en el exterior de la zona de conformado, siendo una zona intermedia entre zona de conformado y sistema de amarre de la chapa.
- Zona C: zona en el exterior de la zona de conformado muy cercana al sistema de amarre de la chapa.

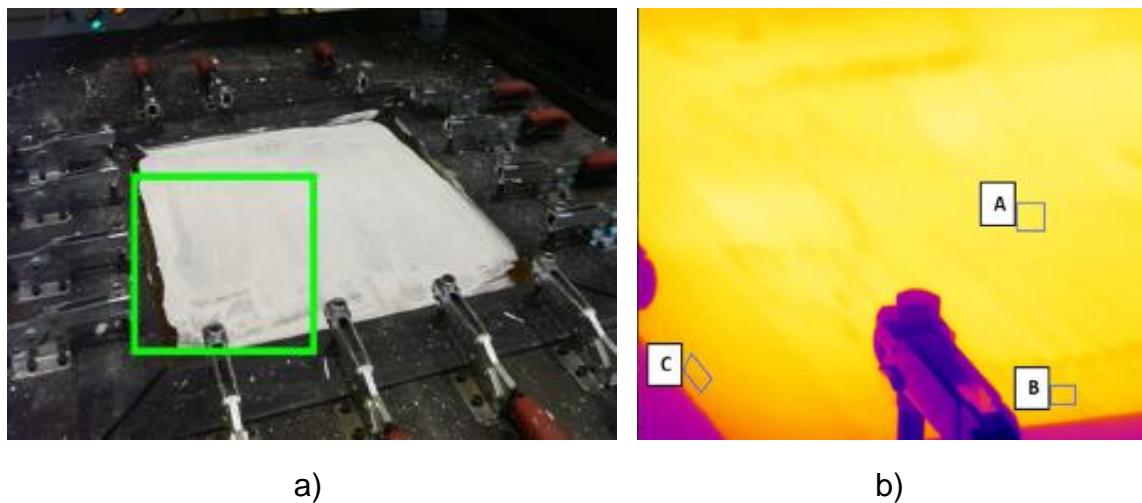


Figura III-20. a) Área de medición termográfica seleccionada en la chapa; b) Zonas de análisis.

Las temperaturas obtenidas en cada instante y zona de medición se recogen en la Tabla III-18 y se representan gráficamente en la Figura III-21. Respecto a los ensayos realizados con 900 °C en el horno, en la tabla se recogen las mediciones realizadas durante las tres iteraciones de la condición de ensayo 7 de la Tabla III-15 mientras que los valores que se representan en la figura son los correspondientes a los valores medios de estas tres iteraciones.

Tabla III-18. Temperatura en la cara superior de la chapa en tres instantes (1, 2 y 3) y tres zonas (A, B y C) de medición en ensayos con horno programado a 800 °C y 900 °C.

Temperatura (°C)													
Instante		1				2				3			
Ensayo		5	7_I	7_II	7_III	5	7_I	7_II	7_III	5	7_I	7_II	7_III
T <sub>horno</sub>		800	900	900	900	800	900	900	900	800	900	900	900
ZONA	A	481	666	639	653	487	664	660	673	480	668	654	667
	B	465	639	565	606	475	644	642	656	460	656	635	653
	C	428	589	548	555	453	624	596	598	439	633	598	590

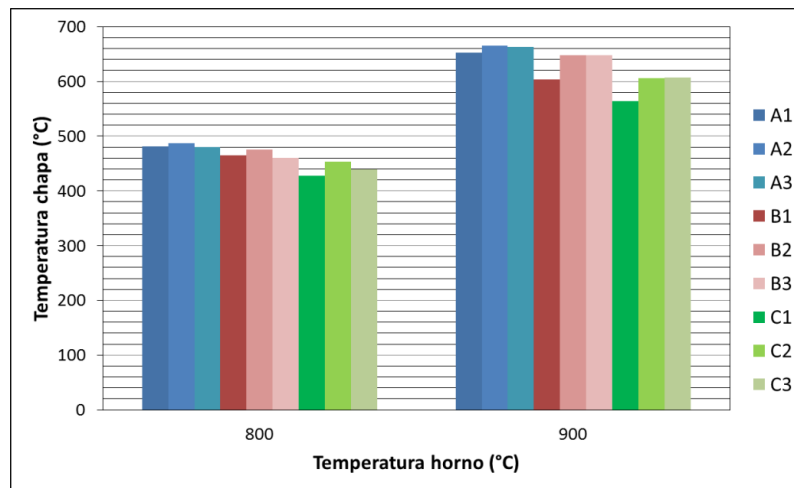


Figura III-21. Distribución y evolución de temperaturas en la chapa en ensayos a 800 °C y 900 °C en el horno.

Los resultados de la Figura III-21 muestran que la temperatura de la chapa en la zona de conformado (zona A) fluctúa durante el proceso entre 480 °C y 490 °C aproximadamente cuando el horno trabaja a 800 °C y entre 650 °C y 670 °C aproximadamente cuando trabaja a 900 °C. Estos resultados justifican los ángulos de pared más elevados alcanzados (hasta 70°) satisfactoriamente a 900 °C ya que la temperatura de chapa asociada a dicho valor se encuentra en el rango en el que se produce un aumento significativo de la formabilidad del material como indican las curvas asociadas a los ensayos de tracción anteriormente citados (ver Figura III-6). Por el contrario, operando a 800 °C en el horno, la chapa no se calienta lo suficiente para aumentar de forma tan significativa la formabilidad del material ya que la temperatura alcanzada queda justo por debajo de 500 °C, temperatura a partir de la cual los ensayos de tracción muestran que la formabilidad del material comienza a aumentar drásticamente. En este caso, no es posible conformar ángulos de pared tan elevados (límite 50 - 55°).

Por otro lado, en el exterior de la zona de conformado (zonas B y C) las temperaturas alcanzadas son menores debido al menor flujo de calor en esas zonas influenciadas por la cercanía del sistema de amarre de la chapa y su efecto refrigerante. También se observa un aumento de la temperatura de unos 50 °C del instante 1 al 2 en las zonas B y C a 900 °C en el horno. Esta evolución de la temperatura de la chapa podría estar asociada a los cambios microestructurales que sufre el Ti-6Al-4V a partir de los 540 °C [Donachie, 2004]. A partir de ese punto, el modo en el que el material se calienta varía y necesita más tiempo para alcanzar la temperatura a la que finalmente estabiliza.

Como conclusión, desde el punto de vista de la formabilidad del material, valores por encima de 650 °C en la chapa parecen los más adecuados para



conformar Ti-6Al-4V mediante SPIF de manera segura sin llegar a la rotura. Con esos valores de temperatura se ha obtenido experimentalmente un grado de formabilidad elevado (pieza de 55° de ángulo de pared y 70 mm de altura). Este resultado concuerda con las recomendaciones de la bibliografía [Donachie, 2004], donde se recomienda una temperatura comprendida entre 540 °C y 760 °C para operaciones de conformado en caliente de Ti-6Al-4V, y confirma la viabilidad de trabajar por debajo del régimen superplástico donde se requiere de temperaturas muy elevadas (900 °C habitualmente) con el consecuente coste energético.

### **3 Desarrollo de los ciclos de temperatura óptimos**

El presente apartado se centra en el estudio de los ciclos de temperatura necesarios para calentar la chapa, conformar y enfriar la pieza en operaciones de SPIF de Ti-6Al-4V asistido con un calentamiento global de la chapa. Es importante que la distribución de temperaturas generada sea lo más homogénea posible para evitar gradientes de temperatura que puedan inducir tensiones internas a lo largo de la chapa que no son beneficiosas para el resultado final en términos de precisión geométrica. Con base en los inputs recibidos por parte de Airbus se considera que la distribución de temperatura es homogénea si se mantiene en un rango de  $\pm 20$  °C.

Por un lado, para analizar la influencia de la etapa de calentamiento sobre la distribución de temperaturas y las deformaciones inducidas en la chapa por el propio calentamiento, se han estudiado cuatro procedimientos diferentes calentando chapas con condiciones de calentamiento diferentes.

Por otro lado, se ha estudiado la influencia de la temperatura de trabajo sobre la precisión geométrica. Para ello, se ha utilizado una geometría genérica, con rasgos asimétricos representativos de componentes aeronáuticos de chapa hechos de titanio, que se ha fabricado utilizando diferentes consignas de temperatura. La precisión geométrica de las piezas se ha relacionado con la distribución de temperatura obtenida en cada caso y con las propiedades mecánicas del Ti-6Al-4V analizadas en el subapartado 2.1. Para evaluar la precisión geométrica se ha utilizado como indicador el porcentaje de desviaciones en el rango  $\pm 1$  mm, criterio establecido tomando como referencia inputs de Airbus.

Finalmente, se ha estudiado la influencia del método de enfriamiento empleado sobre la precisión geométrica de la pieza. Para ello, tras determinar el procedimiento de calentamiento y la temperatura de trabajo óptimas, se han fabricado otras dos piezas utilizando estas condiciones, pero aplicando un tipo de enfriamiento diferente en cada caso.

### 3.1 Descripción de los equipos empleados

A continuación, se describen los equipos y herramientas de medición utilizados para realizar los ensayos que han permitido definir los ciclos de temperatura óptimos. Para todos los ensayos se han utilizado chapas de Ti-6Al-4V (en estado recocido) de 500 x 500 mm<sup>2</sup> de 1,6 mm de espesor.

La Figura III-22 muestra un esquema del equipamiento utilizado para realizar dichos ensayos. Se ha utilizado la misma máquina de conformado (ver Tabla III-8), sistema de amarre de la chapa (ver Tabla III-9) y horno (Tabla III-10) que en el subapartado 2.2.

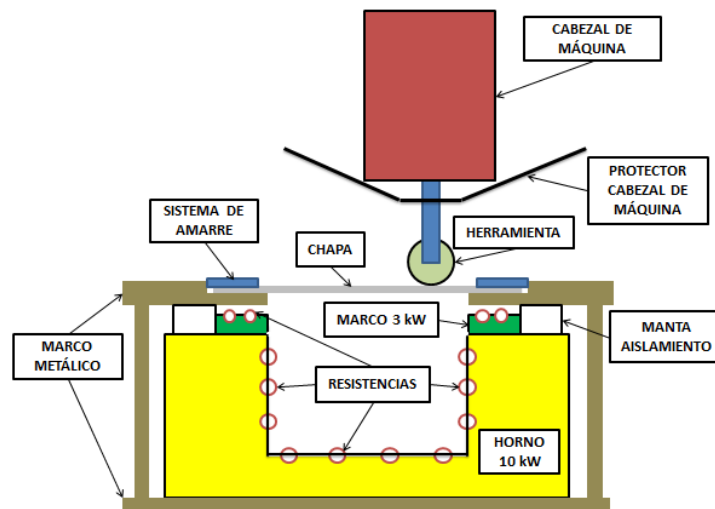


Figura III-22. Esquema de la célula SPIF utilizada para el desarrollo de los ciclos de temperatura.

Sin embargo, el control tipo ON-OFF del horno se ha sustituido por uno tipo PID que permite eliminar la excesiva oscilación en torno al valor de consigna programado como muestra la Figura III-23 donde se representa la evolución de la temperatura en el interior del horno y en el centro de la cara superior de una chapa. Además, se obtiene un calentamiento más progresivo (menos brusco) entre el valor de partida y el valor final programado respecto a los resultados obtenidos con el control ON-OFF (ver Figura III-12).

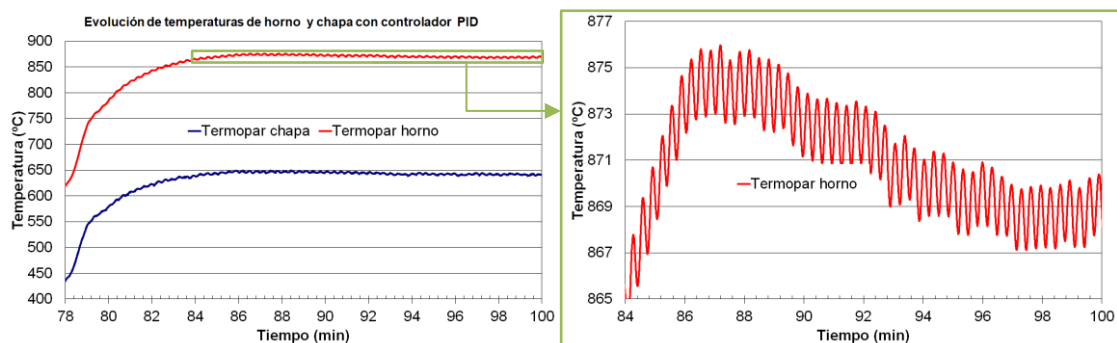



Figura III-23. Temperaturas de horno y centro de la chapa con control PID ( $P=15$ ,  $I=91$ ,  $D=22$ ).

Para estos ensayos, se ha introducido además un marco de resistencias para tratar de reducir el gradiente térmico existente entre la zona central y los extremos de la chapa como se observaba en la Figura III-21. Las características de este marco se recogen en la Tabla III-19. El marco de resistencias se sitúa entre el horno y el marco de apoyo de la chapa con el objetivo de calentar la zona de apoyo. La potencia nominal de este marco de resistencias es de 3 kW, valor limitado al espacio existente.

Tabla III-19. Características del marco de resistencias.



Marco de resistencias	
<b>Fabricante</b>	Hornos del Valles S.A
<b>Potencia</b>	3 kW
<b>Controlador</b>	Toho TIM004

Por otro lado, se ha hecho uso de la cámara representada en la Tabla III-11 para realizar mediciones termográficas.

También se ha utilizado una mesa de medición de planitud (ver Figura III-24) para estimar las desviaciones inducidas en la chapa por cada método de calentamiento.

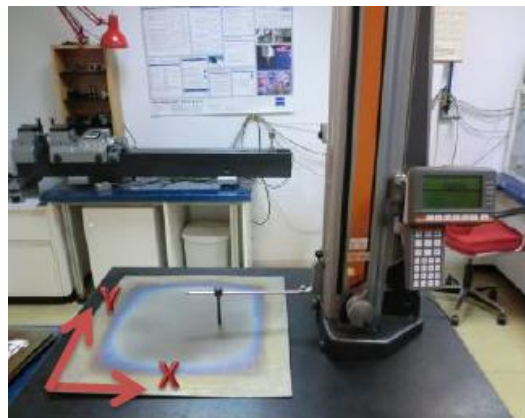


Figura III-24. Mesa de medición de planitud.

Por su parte, la superficie interior (cara por donde pasa la herramienta) de todas las piezas fabricadas se ha reconstruido digitalmente por medio del equipo de medición óptica 3D ATOS Compact Scan de GOM [GOM, 2020], representado en la Figura III-25, en las instalaciones del Departamento de Expresión Gráfica de la UPV-EHU.



Figura III-25. Equipo de medición óptica 3D ATOS Compact Scan de GOM.

Las reconstrucciones digitales se han alineado con el CAD original mediante el software Geomagic Control para cuantificar las desviaciones geométricas existentes entre piezas fabricadas y geometría objetivo.

### 3.2 Determinación del procedimiento de calentamiento óptimo

#### 3.2.1 Descripción de los ensayos realizados

Con el objetivo de identificar el método de calentamiento óptimo se han ensayado 4 condiciones diferentes tal y como se detalla en la Tabla III-20, realizándose dos iteraciones de cada método con el objetivo de evaluar la repetitividad de los resultados. Los ensayos han consistido en calentar chapas siguiendo la condición de cada procedimiento desde temperatura ambiente hasta alcanzar 900 °C en el horno (ver Figura III-26) y 500 °C en el marco de resistencias. Se han seleccionado estas temperaturas de consigna por estar asociadas a valores de potencia cercanos a los límites de ambos dispositivos.

Tabla III-20. Condiciones de ensayos de calentamiento analizadas.

Procedimiento	Modo calentamiento	Tiempo calentamiento (h)
C1	Saltos 150 °C	1
C2	Saltos 150 °C	2
C3	Saltos 50 °C	1
C4	Saltos 50 °C	2

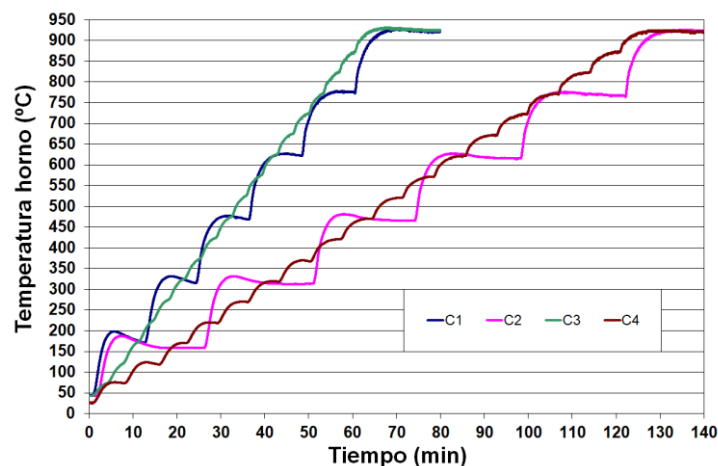


Figura III-26. Evolución de la temperatura en el horno durante los ensayos de calentamiento.

Para definir el método de calentamiento óptimo se han llevado a cabo los siguientes análisis:

- *Análisis térmico de la chapa:* Se han obtenido registros de temperatura de la cara superior de la chapa con la cámara termográfica una vez que la temperatura ha estabilizado con cada procedimiento de calentamiento.
- *Análisis de deformación de la chapa:* Después de cada calentamiento, las chapas se han soltado sin conformar, tras enfriarse, y se han medido en la mesa de planitud representada en la Figura III-24 para estimar las desviaciones inducidas por cada método. Las chapas se han colocado en la mesa, como se observa en la figura, y se han realizado mediciones de altura respecto a la misma por medio de una galga en todas las intersecciones de X, Y = 50, 100, 200, 250, 300, 400 y 450 mm. Las mediciones se han realizado únicamente sobre la superficie de la chapa que queda dentro de la zona de amarre (400 x 400 mm<sup>2</sup>), pero su referencia son todos los puntos de la superficie completa de la chapa que tienen contacto directo con la mesa de medición (altura = 0).

### 3.2.2 Análisis termográfico de la chapa

Para el análisis termográfico de la chapa en los cuatro casos de análisis (C1, C2, C3 y C4) se ha definido el área mostrada en la Figura III-27. Se trata de un segmento triangular definido entre el centro de la chapa y dos esquinas consecutivas que, por razones de simetría, se puede considerar representativa de toda el área libre de trabajo de la chapa (400 x 400 mm<sup>2</sup>), el cual no se ha podido captar por completo por motivos del posicionamiento de la cámara termográfica.

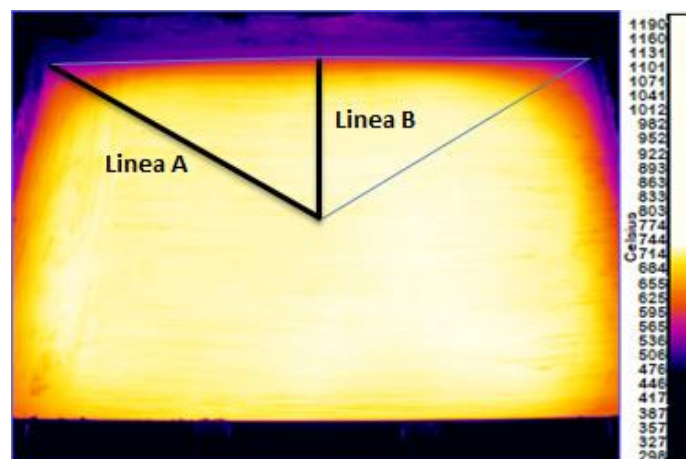


Figura III-27. Imagen termográfica de la chapa durante uno de los ensayos de calentamiento con área y líneas definidas para el análisis de temperatura.

De cada área termográfica se han extraído los valores de temperatura representativos mostrados en la Tabla III-21 donde se recogen los valores medios de cada tipo de ensayo.

Tabla III-21. Valores representativos de temperatura con cada procedimiento de calentamiento.

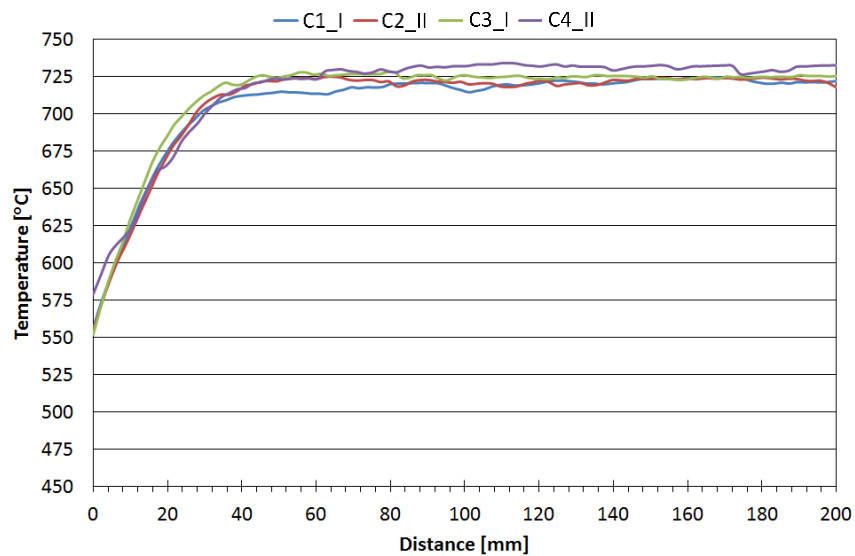
Ensayo	C1	C2	C3	C4
<b>Máximo (°C)</b>	725	727	731	736
<b>Mínimo (°C)</b>	478	477	485	494
<b>Max-Min (°C)</b>	247	250	246	242
<b>Media, x (°C)</b>	685	686	691	696
<b>Desviación Standard, s (°C)</b>	52	53,9	51,3	49,1
<b>Coeficiente de variación, s/x (%)</b>	7,6	7,9	7,4	7,1
<b>Moda <math>\pm</math> 20 °C (%)</b>	65,3	64,3	65,5	65,6

El análisis cuantitativo de los resultados extraídos de la Tabla III-21 con respecto a la homogeneidad de la distribución de temperaturas pone de manifiesto que:

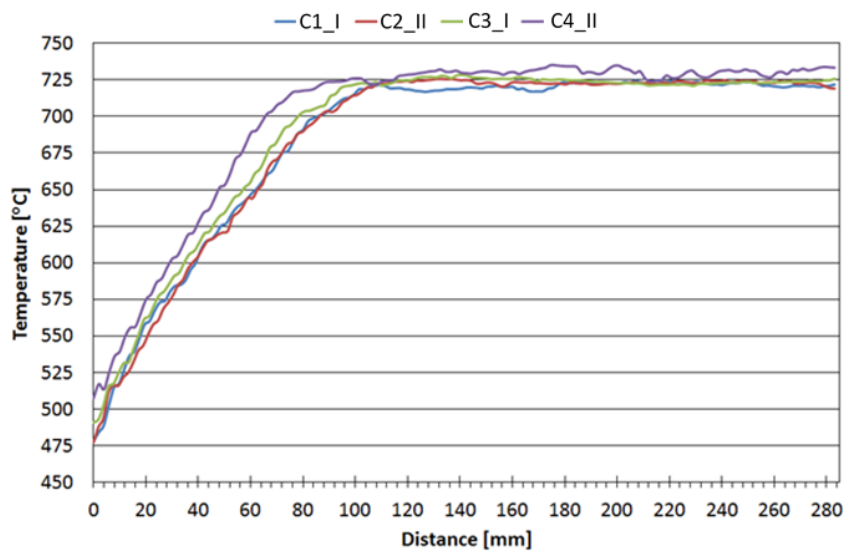
- Pese a que la temperatura de consigna ha sido idéntica en todos los ensayos (900 °C para el horno y 500 °C para el marco de resistencias), tanto la temperatura máxima como la mínima en la chapa son ligeramente más elevadas (hasta 10 - 15 °C aproximadamente) utilizando saltos térmicos de 50 °C (ensayos C3 y C4) que con saltos de 150 °C (ensayos C1 y C2). Por lo tanto, el calentamiento más gradual permite que el sistema de calentamiento compuesto por el horno y el marco alcance temperaturas más elevadas.
- A pesar de estas diferencias en los valores pico, el valor Max-Min es similar en todos los ensayos, observándose la misma tendencia en la desviación. La significativa diferencia de temperatura dentro de la chapa se debe a la caída de la temperatura a lo largo del perímetro de la chapa por la limitada potencia del marco de resistencias y el efecto refrigerante de la zona de amarre. Este hecho hace que la temperatura media de toda la chapa disminuya, no siendo este un indicador adecuado para definir el porcentaje de puntos donde se mantiene una distribución homogénea de la temperatura. Por consiguiente, como se muestra en la Tabla III-21, se ha utilizado la moda de los histogramas de temperatura, es decir, el valor de temperatura que más se repite, de cada método para definir este rango (moda  $\pm$  20 °C).
- Las temperaturas ligeramente superiores obtenidas con saltos térmicos de 50 °C (C3 y C4) combinado con unas desviaciones similares a las obtenidas con saltos de 150 °C (C1 y C2) conducen a desviaciones de temperatura menores en términos relativos al utilizar saltos menores, como refleja el coeficiente de variación de la temperatura. En cualquier caso, la variación de 50 °C aproximadamente observada dentro de la chapa en todos los casos podría ser relevante en términos de comportamiento plástico del Ti-6Al-4V ya que, como se observaba en la Figura III-6, la formabilidad del material varía significativamente con el aumento de la temperatura a partir de los 500 °C.
- El porcentaje de temperaturas dentro del rango moda  $\pm$  20 °C es muy similar en todos los casos (65% aproximadamente) y refleja que existen diferencias

muy pequeñas en la homogeneidad de la temperatura a pesar de la variación en las condiciones de calentamiento. Sin embargo, este porcentaje indica también que la geometría completa representada en Tabla III-23<sup>1</sup> caería dentro del rango en el que se mantiene una distribución uniforme de la temperatura ya que el área a deformar (aproximadamente 280 x 280 mm<sup>2</sup>) representa en torno al 50 % del área libre de trabajo completo (400 x 400 mm<sup>2</sup>).

La distribución de temperaturas dentro de la chapa se ha analizado también a lo largo de las líneas A y B representadas en la Figura III-27. La Figura III-28 muestra las distribuciones obtenidas.



a)



b)

Figura III-28. Distribución de temperatura en función de la condición de calentamiento empleada: a) Línea B y b) Línea A.

<sup>1</sup> Geometría utilizada para analizar la influencia de la temperatura en la precisión geométrica.

Estas distribuciones ponen de manifiesto lo siguiente:

- Todas las líneas muestran claramente dos zonas diferenciadas. La primera de ellas muestra un aumento de la temperatura como resultado de la transición entre el área perimetral de la chapa más frío, influenciado por el marco de resistencias y los elementos de amarre, y el área central influenciado por el horno. En la segunda zona la temperatura muestra una evolución estable ya que corresponde con el área central de la chapa influenciada solo por el horno.
- El aumento de la temperatura a lo largo de la primera zona es más lenta para las líneas A debido al efecto esquina asociado a la geometría cuadrada de la chapa y a las mayores pérdidas de calor en esta zona como ocurre típicamente en el calentamiento por inducción de bloques largos de titanio o tochos de acero al carbono RCS [Rudnev, 2008]. Por ese motivo, en las líneas A la temperatura necesita 80 - 100 mm para alcanzar la zona estable mientras que en las líneas B se alcanza después de solo 35 - 40 mm.
- La temperatura estable alcanzada en la segunda zona es idéntica para las líneas A y B, siendo en todos los casos bastante homogénea, con variaciones por debajo de los 10 °C.
- El método de calentamiento parece tener una ligera influencia en la pendiente de temperatura en la primera zona, en concreto en las líneas A. Así, los ensayos realizados utilizando saltos térmicos de 50 °C (C3 y C4) alcanzan la zona estable antes que los realizados con saltos de 150 °C (C1 y C2), por lo que la temperatura estable se puede alcanzar hasta 20 mm antes. Este comportamiento concuerda con los valores del coeficiente de variación mostrados en la Tabla III-21 que señalan una mejora en la homogeneidad de la distribución de temperaturas al utilizar saltos térmicos de 50 °C y más concretamente el procedimiento C4.

### **3.2.3 Análisis de deformación de la chapa. Identificación del ciclo de calentamiento óptimo**

El calentamiento de una chapa amarrada introduce tensiones internas que pueden conducir a deformaciones no deseadas al soltar la chapa. Tomando como base la hipótesis de que estas tensiones podrían ser diferentes en función del método de calentamiento aplicado, se ha analizado la deformación de las chapas después de calentarlas y una vez se han enfriado (sin aplicar deformación mecánica). Así, las mediciones de altura descritas en el subapartado 3.2.1 se han graficado en mapas de desviaciones, como se ilustra en la Figura III-29, mientras que los valores de desviación más representativos asociados a estos mapas se muestran en la Tabla III-22.



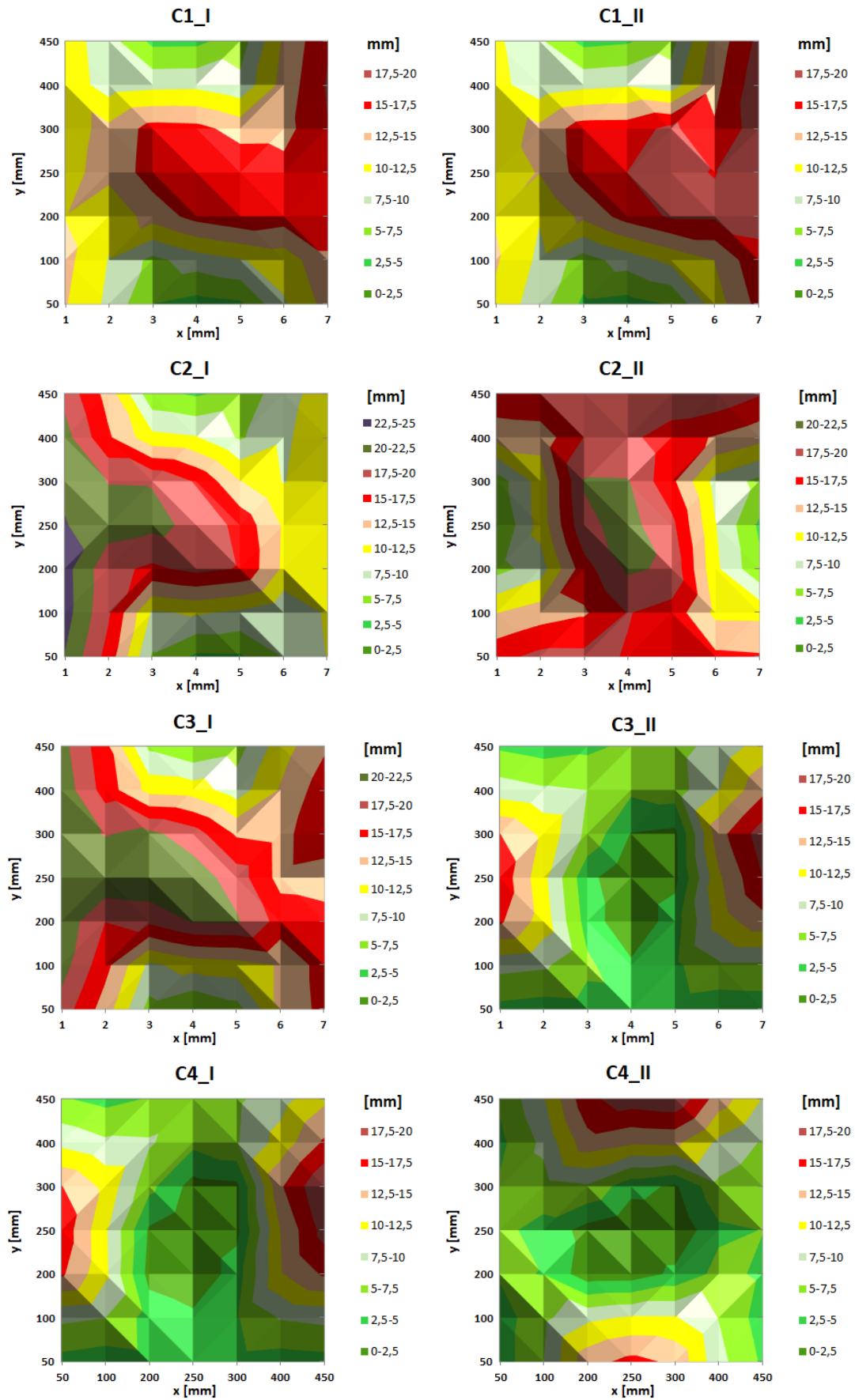


Figura III-29. Mapas 2D de deformaciones de chapa con cada ensayo de calentamiento.

Tabla III-22. Valores de desviación máxima y media en la chapa con cada procedimiento de calentamiento (valores medios de las dos iteraciones).

Procedimiento	C1	C2	C3	C4
Des. Máxima (mm)	18,4	22,2	20,6	19,7
Des. Media, x (mm)	12,2	14,1	11,4	7,6

Se observa que a pesar de que las desviaciones máximas no difieren mucho entre todos los ensayos, la desviación media muestra una mejora clara cuando se utilizan saltos térmicos de 50 °C combinados con un calentamiento de 2h (procedimiento C4), lo que está alineado con los resultados de temperatura observados. En este caso, la mayor parte de las desviaciones se encuentran por debajo de los 7,5 mm, excepto en áreas de la zona central de dos aristas enfrentadas de la chapa donde la desviación aumenta hasta valores de en torno a 20 mm. Los mapas asociados a los dos ensayos de calentamiento C4 muestran el mismo patrón, pero con una rotación de 90°. Mientras que en el ensayo C4\_I las desviaciones máximas se encuentran en las dos aristas de la chapa alineadas con el eje Y (X = 50 y 450 mm), en el ensayo C4\_II las desviaciones máximas se detectan en las otras dos aristas alineadas con el eje X (Y = 50 y 450 mm). Este comportamiento podría estar relacionado con la etapa de amarre de la chapa previa al calentamiento, ya que no se ha seguido ningún procedimiento específico de un ensayo a otro para controlar el orden de amarre de las cuatro aristas de la chapa.

Los resultados se confirman visualizando los histogramas de deformación acumulada (ver Figura III-30), donde se observa que la cantidad de puntos con deformaciones más bajas es claramente mayor aplicando el procedimiento C4. Con este procedimiento, en torno al 75 % de los puntos muestran desviaciones dentro del rango 0 - 10 mm mientras que, para el resto de los casos, la cantidad de puntos en este rango se encuentra por debajo del 20 %.

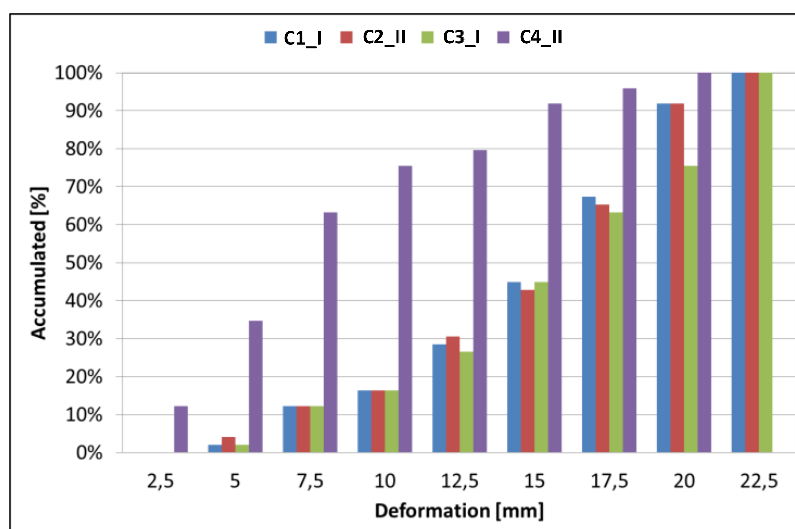


Figura III-30. Histogramas de deformación acumulada de ensayos C1\_I, C2\_II, C3\_I y C4\_II.


### 3.3 Influencia de la temperatura de trabajo en la precisión geométrica

En este subapartado se estudia la influencia de la temperatura de trabajo sobre la precisión geométrica. Para ello, se han fabricado cuatro piezas empleando cuatro temperaturas de horno diferentes como se describe a continuación. Los resultados obtenidos han servido para identificar una temperatura de trabajo adecuada en términos de formabilidad y precisión geométrica.

#### 3.3.1 Descripción de los ensayos realizados

La pieza utilizada para analizar la influencia de la temperatura de trabajo sobre la precisión geométrica se representa en la Tabla III-23-a. Se trata de un diseño genérico con rasgos asimétricos representativos de componentes aeronáuticos de chapa hechos de titanio.

Tabla III-23. a) Geometría y b) temperaturas empleadas en ensayos para analizar la influencia de la temperatura de trabajo sobre la precisión geométrica.

a)	b)										
	<table border="1"> <thead> <tr> <th>Ensayo</th> <th>T<sub>horno</sub> (°C)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>T1</td> <td>700</td> </tr> <tr> <td>T2</td> <td>800</td> </tr> <tr> <td>T3</td> <td>850</td> </tr> <tr> <td>T4</td> <td>900</td> </tr> </tbody> </table>	Ensayo	T <sub>horno</sub> (°C)	T1	700	T2	800	T3	850	T4	900
Ensayo	T <sub>horno</sub> (°C)										
T1	700										
T2	800										
T3	850										
T4	900										

La pieza tiene un perímetro superior de 280 x 280 mm<sup>2</sup>, una altura de 48,5 mm y cuenta con tres zonas diferenciadas que tienen las siguientes características:

- Zona 1: tramo de 13,7 mm de altura que cuenta con una zona donde se produce un cambio drástico del ángulo de pared (de 15° a 35°).
- Zona 2: tramo de 29,7 mm de altura que cuenta con un ángulo de pared casi constante a lo largo de todo el perímetro de la pieza (35° - 38°).
- Zona 3: superficie con una ligera curvatura (diferencia de alturas entre zonas exteriores y zona más profunda de 5 mm).

Esta pieza se ha fabricado cuatro veces utilizando una temperatura de horno diferente en cada caso tal y como se recoge también en la Tabla III-23-b. Durante los ensayos se han realizado mediciones de temperatura de la chapa con la cámara termográfica en diferentes momentos y con los siguientes objetivos:

- Mediciones previas a la etapa de conformado una vez que la temperatura de trabajo estabiliza con el objetivo de evaluar la homogeneidad

de la distribución de temperatura y obtener una correlación entre la temperatura en el horno y la temperatura en la chapa.

- Mediciones durante el conformado (en vuelta inicial de la herramienta,  $Z=0$ , y en vuelta correspondiente a una profundidad de pieza de  $Z= - 40$  mm) con el objetivo de analizar la distribución de temperaturas durante dicha etapa.

Además, todas las piezas fabricadas se han reconstruido digitalmente para analizar la precisión geométrica obtenida en cada caso.

### 3.3.2 Estrategia de fabricación de la pieza

La estrategia de fabricación utilizada ha sido la misma en los cuatro casos. La programación de las trayectorias de conformado ha consistido en combinar tres tipos de trayectoria diferentes para fabricar la geometría en una sola etapa de conformado. Para ello, se ha hecho uso del software comercial PowerMill. Las características de cada tipo de trayectoria, que se han empleado como se explica más abajo, se resumen en la Tabla III-24.

*Tabla III-24. Tipos de trayectoria, disponibles en PowerMill, utilizadas de manera combinada.*

Trayectoria	Descripción
<i>Z constante</i>	Todas las líneas de trayectoria generadas, de manera automática, están contenidas en el plano XY y mantienen la misma distancia en altura entre ellas. Esta distancia es la que se introduce como “step-down” (paso vertical) en el software.
<i>Desfase 3D</i>	Las líneas (3D) se generan automáticamente ajustándose al contorno de la pieza, en la zona de superficie seleccionada, siendo la distancia entre ellas constante sobre la superficie. Esta distancia es la que se introduce como “step-down” (paso lateral sobre la superficie) en el software.
<i>Ráster</i>	Se generan automáticamente líneas paralelas que se proyectan sobre la superficie seleccionada en la dirección especificada. La distancia horizontal entre líneas es constante y es la que se introduce como paso en el software.

Debido a que la pieza de estudio es asimétrica, se ha optado por la trayectoria tipo “Z constante” a lo largo de su profundidad (paredes de la pieza, zonas 1 y 2) con un paso vertical de 0,3 mm. Para el fondo (parte central de la zona 3), donde la curvatura es muy ligera, se ha utilizado la trayectoria tipo “ráster” con un paso horizontal de 0,5 mm. Por su parte, la trayectoria tipo “desfase 3D” se ha utilizado para realizar la transición entre los otros dos tipos de trayectoria, con un paso lateral de 0,5 mm. En los tramos con estrategia tipo “Z constante” y “desfase 3D”, la herramienta se ha programado con una inclinación de  $10^{\circ}$  y

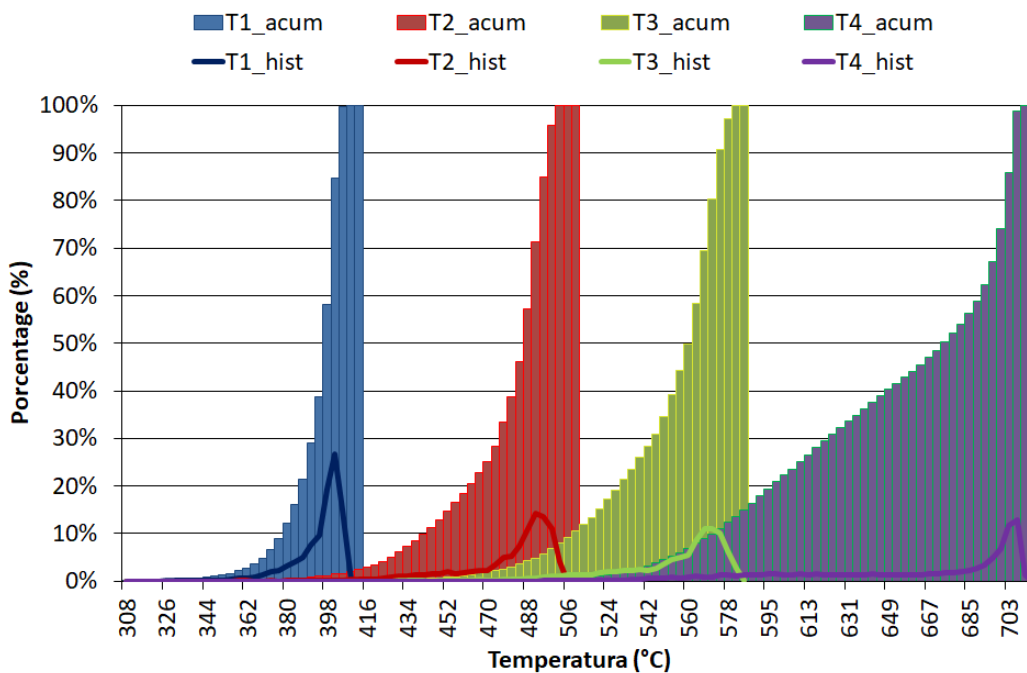
5º respectivamente con respecto a la vertical, para mejorar así las condiciones de rodadura de la rueda.

Además, se ha utilizado una velocidad de avance de 1000 mm/min y el mismo lubricante y herramienta empleados durante los ensayos para evaluar la formabilidad del Ti-6Al-4V (ver Figura III-15).

El calentamiento de las chapas ha consistido en aplicar el procedimiento óptimo (C4) identificado en el subapartado 3.2 mientras que el enfriamiento de las piezas ha consistido en desconectar tanto el horno como el marco de resistencias justo después de la operación de conformado. Finalmente, las piezas se han soltado del amarre una vez se han dejado enfriar hasta temperatura ambiente.

### 3.3.3 Análisis de mediciones térmicas

La Figura III-31 muestra los histogramas de temperatura, así como sus valores representativos, asociados a cada ensayo. Estos valores corresponden justo al momento previo a la etapa de conformado y se han extraído de cada chapa utilizando la misma área triangular definida previamente (ver Figura III-27).



Ensayo	T1	T2	T3	T4
Max (°C)	413	510	586	711
Media, x (°C)	396	480	553	664
Desviación, s (°C)	11,7	23,6	27,7	50,4
Coefficiente de variación, s/x (%)	2,9	4,9	5,0	7,6
Moda ± 20°C (%)	87,8	77,2	71,7	60,5

Figura III-31. Histogramas y valores representativos de temperaturas en la chapa de cada ensayo SPIF (T1, T2, T3 y T4) justo antes de la etapa de conformado.

Los histogramas muestran que, en todos los casos, el mayor porcentaje de temperaturas se encuentra alrededor del valor pico que corresponde con la zona de mayor homogeneidad en la distribución de temperatura del centro de la chapa. Sin embargo, como mostraba la Figura III-28, la chapa sufre un drástico descenso de temperatura debido al efecto refrigerante del sistema de amarre. Los resultados indican que cuanto mayor es la temperatura de trabajo este efecto es más relevante debido a la limitada potencia con la que cuenta el marco de resistencias perimetral que no es capaz de proporcionar suficiente calor a los extremos de la chapa, aumentando así las diferencias entre la temperatura del centro de la chapa y sus extremos. Como muestran los histogramas, estas diferencias son de en torno a 60 – 70 °C en T1 (horno a 700 °C) mientras que en T2 (horno a 800 °C) y T3 (horno a 850 °C), que muestran una distribución similar, las diferencias aumentan a 130 – 140 °C y hasta 200 – 210 °C en T4 (horno a 900 °C). T1 cuenta con el valor pico más elevado, además de una distribución más estrecha, lo que indica que es en este caso (menor temperatura en el horno) donde se obtiene la distribución de temperatura más homogénea. El aumento en el coeficiente de variación de la temperatura, así como la caída en el porcentaje de puntos en el rango valor pico  $\pm 20$  °C (ver Figura III-31), confirman también el descenso en la homogeneidad de la distribución de temperatura a medida que aumenta la temperatura del horno.

La Figura III-32 muestra la relación entre la temperatura del horno y la temperatura en la cara superior de la chapa asociada a cada ensayo.

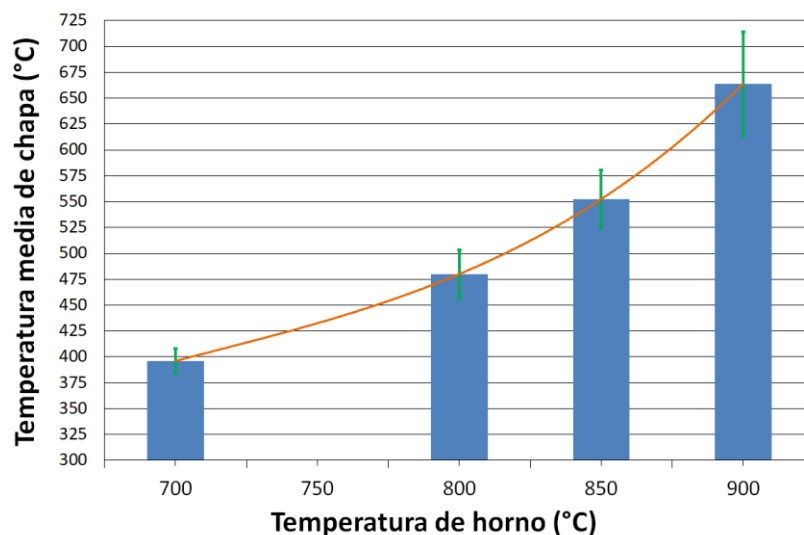


Figura III-32. Relación entre la temperatura del horno y la temperatura en la chapa.

Como era de esperar, al aumentar la temperatura del horno la temperatura de la chapa también aumenta. Sin embargo, en el rango analizado la relación existente no es lineal. El gráfico pone de manifiesto que el grado de

calentamiento en la chapa se acelera considerablemente a partir de 500 °C aproximadamente al aumentar la temperatura del horno. Esta evolución de la temperatura en la chapa se podría relacionar con los rápidos cambios microestructurales que sufre el Ti-6Al-4V por encima de los 500 °C [Donachie, 2004]. Además, por encima de 540 °C la superficie del titanio se fragiliza por el oxígeno en función del tiempo y la temperatura. Este comportamiento en la evolución de la temperatura en la chapa se ajusta al comportamiento de material observado en el subapartado 2.1 donde se concluye que la formabilidad del Ti-6Al-4V comienza a aumentar drásticamente a partir de los 500 °C aproximadamente.

A pesar de contar con la distribución de temperatura más homogénea, el ensayo T1 ha finalizado antes de obtener la pieza final ya que la chapa se ha roto en la fase final del conformado. La temperatura alcanzada en la chapa en este caso no es lo suficientemente elevada para aumentar la formabilidad del material tal y como se desprende de los resultados obtenidos en el subapartado 2.1 (ver Figura III-6). De hecho, en T1, la temperatura en la chapa es de en torno a 400 °C por lo que la formabilidad es similar a la que se obtendría a temperatura ambiente. La pieza T1 rompe porque el ángulo de pared máximo de la geometría objetivo (39°) es mayor que el ángulo de pared admisible que se puede conformar a dicha temperatura. El análisis realizado en el subapartado 2.2 refleja que ese ángulo es menor de 40° y según otros estudios [Ambrogio, 2012] [Naranjo, 2019] está en torno a 30 - 35°.

En el resto de los ensayos la temperatura ha sido lo suficientemente elevada para aumentar la formabilidad del material de manera significativa por lo que las piezas se han fabricado de forma exitosa. Sin embargo, se puede decir que las condiciones de temperatura de T2 están en el límite para fabricar la pieza exitosamente ya que la temperatura se encuentra en el rango donde la formabilidad del Ti-6Al-4V comienza a crecer (ver Figura III-6) y donde se observa el cambio de tendencia en la relación entre las temperaturas del horno y la chapa (ver Figura III-32) que como se ha comentado, sugiere que se produce un cambio microestructural del material. Por ese motivo, el análisis de temperatura durante el conformado se ha centrado en los ensayos T3 y T4 donde las condiciones de temperatura son más seguras para conformar la pieza satisfactoriamente.

Para el análisis de temperatura durante el conformado se han extraído dos líneas de las áreas seleccionadas. La posición de estas líneas dentro de la pieza es la misma que las seleccionadas para analizar los ensayos de calentamiento (ver Figura III-27). La línea A representa la distribución de temperatura de una sección que contiene una de las esquinas de la pieza

mientras que la línea B representa la distribución de temperatura de una sección que contiene una de las paredes planas. Como muestra la Figura III-33-a, los resultados en  $Z = 0$  ponen de manifiesto que la pieza completa se encuentra dentro del rango donde se mantiene una distribución de temperaturas uniforme (temperatura en un rango de 20 °C en T3 y en un rango de 10 °C en T4 aproximadamente). El valor ligeramente más elevado de este rango en T3 se puede atribuir a que en este caso la aplicación del lubricante sobre la chapa no se ha realizado de forma tan uniforme como en T4, introduciendo así una fuente de ruido en las lecturas con variaciones drásticas de temperatura entre zonas adyacentes que contienen diferente cantidad de lubricante.

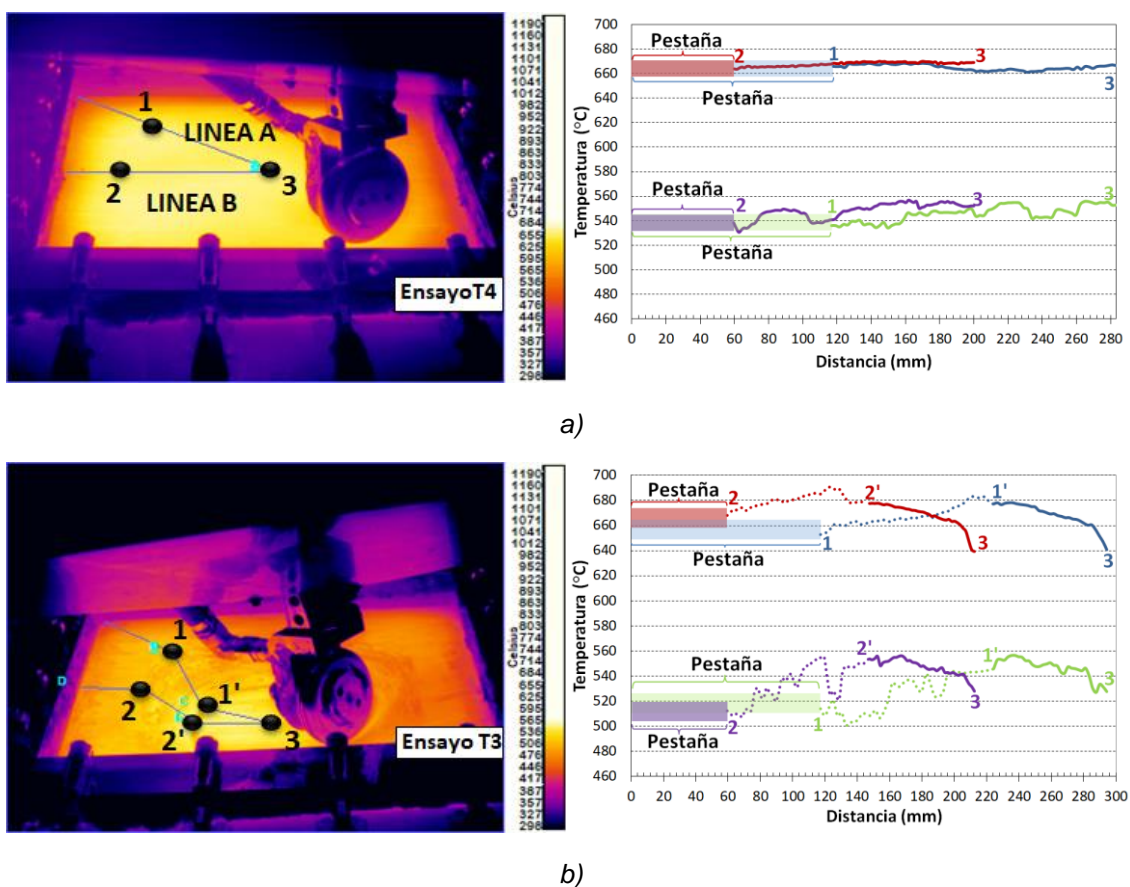


Figura III-33. Distribución de temperaturas de líneas A y B durante ensayos T3 (en verde y morado) y T4 (en azul y rojo) en profundidades de conformado: a)  $Z=0$  y b)  $Z=-40$  mm.

A pesar de este aspecto y pese a que en  $Z = -40$  mm se observan diferencias de temperatura entre la esquina y la pared plana a lo largo de las zonas ya deformadas (1-1' vs 2-2' en Figura III-33-b), lo más relevante es que los resultados sugieren que la temperatura en el tramo que queda por deformar (1'-3 y 2'-3 en Figura III-33-b) en cada momento se mantiene en un rango uniforme durante toda la etapa de conformado (rango de 20 °C para ambos casos). Tanto en T3 como en T4 se produce una caída repentina de la



temperatura cerca del punto 3 debido a la influencia del aire de refrigeración de la herramienta. En las zonas ya deformadas la temperatura es mayor a lo largo de la pared plana (2-2') debido a que esta zona se encuentra más cercana a las resistencias del horno.

### 3.3.4 Inspección geométrica de las piezas. Patrón de desviaciones

La geometría de las piezas fabricadas con éxito se ha reconstruido digitalmente mediante el sistema de medición óptico mostrado en la Figura III-25. Tras reconstruir las piezas, estas se han comparado con el CAD original para obtener las desviaciones existentes entre pieza fabricada y pieza objetivo en función de la temperatura de trabajo. En la Figura III-34 se observa el ajuste de cada pieza fabricada con el CAD original.

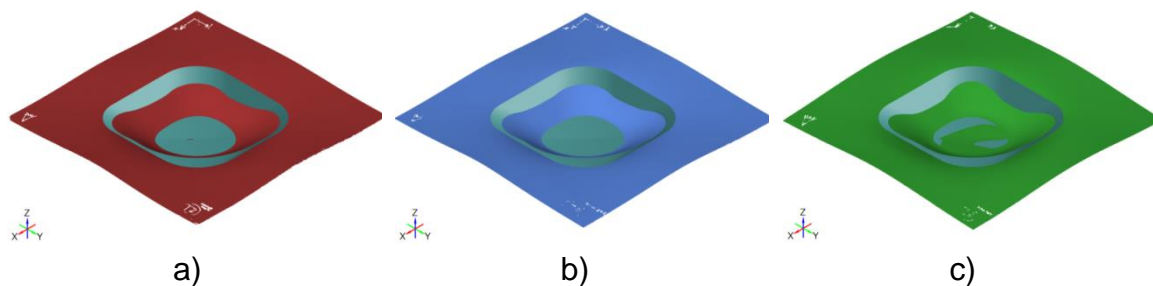


Figura III-34. "Best fit" entre CAD y mallas de piezas fabricadas: a) T2, b) T3 y c) T4.

De estos ajustes se desprenden los mapas de desviaciones representados en la Figura III-35. Los valores más representativos (valores de desviaciones máxima positiva y negativa, valores medios positivo y negativo y porcentaje de desviaciones en el rango  $\pm 1$  mm) de estos mapas de colores se muestran en la Tabla III-25.

#### Signo de las desviaciones

Atendiendo a los mapas de colores y a la tabla de resultados, se observan valores de desviación con signo positivo o negativo que indican lo siguiente:

- Desviaciones negativas: la pieza real queda por el exterior de la geometría objetivo (CAD). Este tipo de desviación se denomina habitualmente como "overforming" o sobredeformación.
- Desviaciones positivas: la pieza real queda por el interior de la geometría objetivo (CAD). Este tipo de desviación se denomina habitualmente como "underforming".

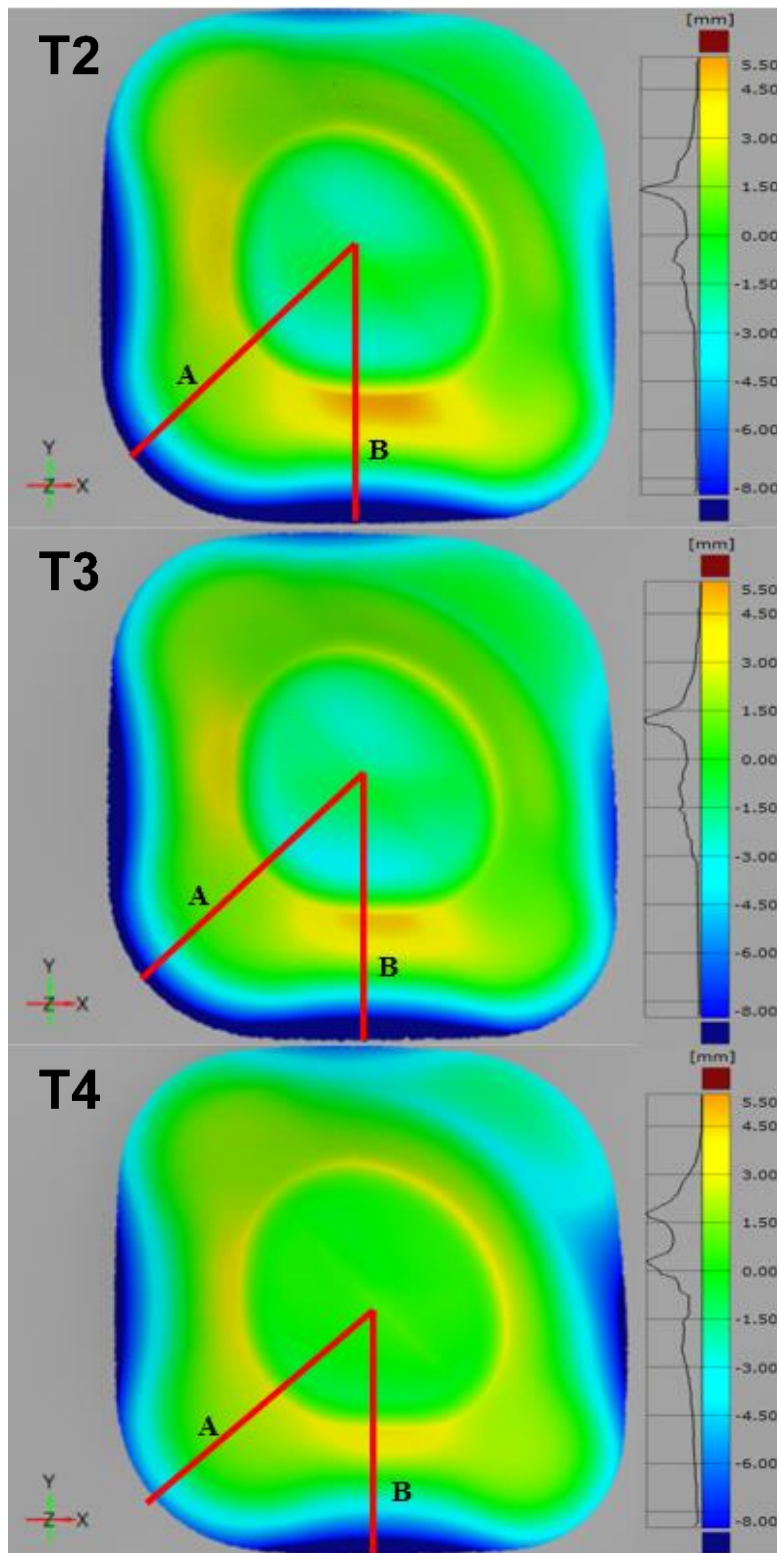


Figura III-35. Mapa de desviaciones de piezas T2, T3 y T4.

Tabla III-25. Desviaciones de piezas fabricadas a diferentes temperaturas.

Pieza	Max + (mm)	Max - (mm)	Media + (mm)	Media - (mm)	±1 mm (%)
T2	5,38	-12,96	1,75	-2,95	25,3
T3	4,70	-13,52	1,47	-2,67	27,5
T4	4,27	-11,10	1,45	-3,16	29,7

### Patrón de desviaciones

Con los resultados obtenidos se puede decir que, pese a que los valores varían en función de las condiciones de temperatura empleadas, todas las piezas tienen un patrón de desviaciones similar.

Todas ellas cuentan con una sobredeformación inicial que está asociada a la flexión que sufre la chapa, bajo la acción de la herramienta, a lo largo del área perimetral. Esta flexión genera deformación plástica no deseada en los bordes de la chapa que no pertenecen a la geometría objetivo. El efecto es menos pronunciado en las esquinas de las piezas por el efecto rigidizador de las aristas y por la temperatura levemente inferior que se alcanza en las esquinas de la chapa. El efecto negativo de la flexión se observa también en la zona donde se produce el cambio drástico de ángulo de pared.

Por otro lado, una vez que se sobrepasa la zona afectada por la flexión, las desviaciones geométricas generadas en la pieza están relacionadas principalmente con el efecto springback o recuperación elástica del material que se refleja en los valores de las desviaciones positivas. Este efecto es mayor en las paredes planas, donde se generan las desviaciones positivas más elevadas. El efecto del springback es menor en las esquinas y la pared curva debido a la rigidez que muestran estas zonas en comparación con las paredes planas.

Finalmente, en el fondo de la pieza se observan diferencias entre un ensayo y otro. Así, mientras en T2 y T3 todo el fondo muestra desviaciones negativas de sobredeformación u “overforming”, en T4 la mayor parte del fondo sufre “underforming”.

### **3.3.5 Influencia de la temperatura en la precisión geométrica. Identificación de la temperatura de trabajo óptima**

Los mapas de desviación de la Figura III-35 se han analizado en profundidad para determinar la influencia de la temperatura de trabajo sobre la precisión geométrica. Este análisis ha servido para identificar la temperatura de trabajo adecuada.

Por un lado, aumentando la temperatura las desviaciones positivas en las paredes planas disminuyen debido al efecto reductor de la temperatura sobre la recuperación elástica del material o springback. Esta reducción del springback se observa claramente en la Figura III-36 donde se representan los perfiles de desviación de cada pieza con respecto a la geometría objetivo a lo largo de la sección de una pared plana (sección B) extraída de los mapas de desviación de la Figura III-35.

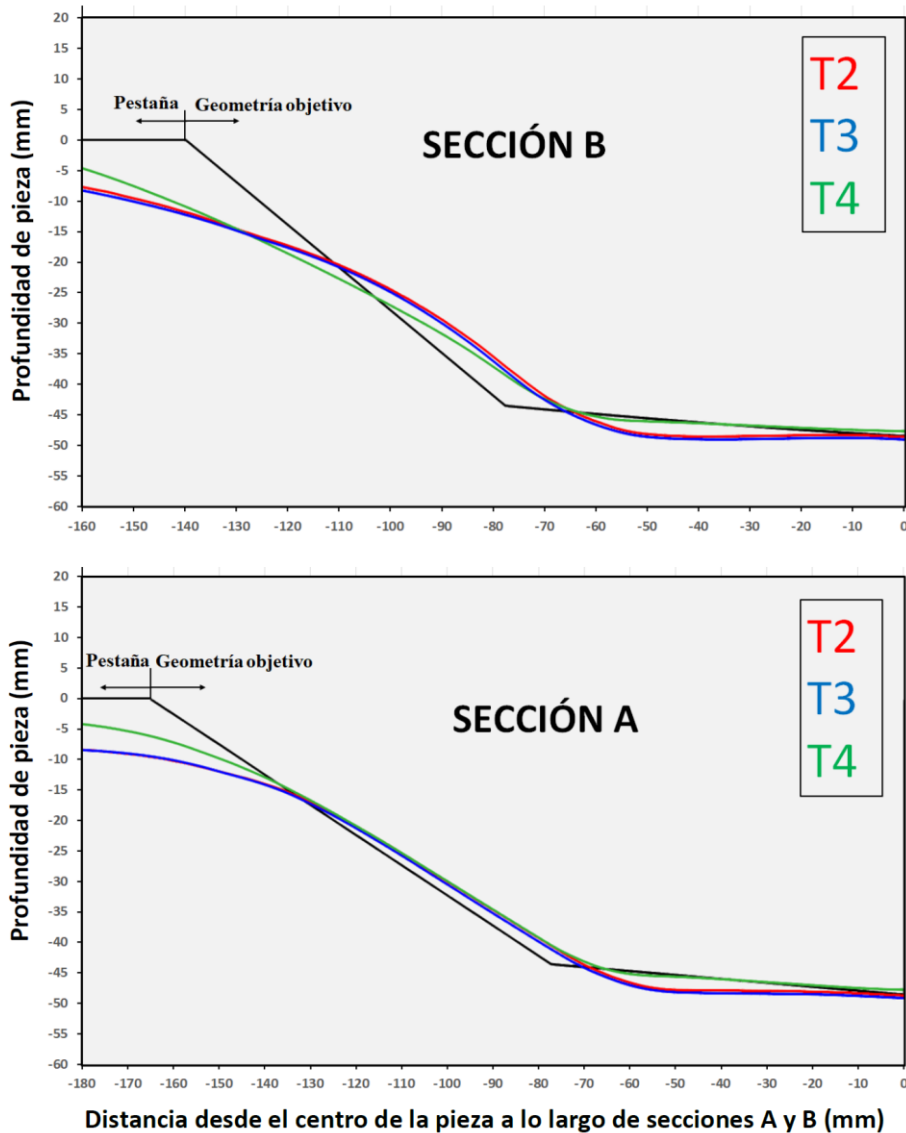


Figura III-36. Perfiles de desviación a lo largo de una pared plana (sección B) y una esquina (sección A) extraídos de los mapas de desviación de las piezas T2, T3 y T4.

La recuperación elástica (springback) en la pared plana se reduce considerablemente en T4, como indican tanto el descenso de la desviación positiva (ver Tabla III-25) como el perfil más plano de la pieza. En este sentido, teniendo en cuenta los valores de temperatura de la Figura III-33, el valor del módulo de elasticidad de Young (ver Figura III-5) se encuentra alrededor de 70 GPa para toda la pieza en T3 mientras que en T4 este valor disminuye hasta 25 GPa aproximadamente. Por lo tanto, como ocurre en el trabajo realizado por Khazaali y Fereshteh-Saniee [Khazaali, 2016], el springback se reduce ya que la drástica reducción de la resistencia a fluencia a temperaturas elevadas (ver Figura III-4) supera al efecto de la disminución del módulo de Young que, como es sabido, haría aumentar la recuperación elástica.

La Figura III-36 (imagen inferior, sección A) muestra también que el springback no es un aspecto tan crítico en las esquinas de la pieza debido a la rigidez que

muestran estas zonas en comparación con las paredes y en consecuencia todas las piezas comparten casi el mismo comportamiento a lo largo de ellas.

Con respecto a la pieza T2, teniendo en cuenta sus valores de temperatura representados en la Figura III-31 y suponiendo que la temperatura se mantiene en torno a los mismos valores a lo largo del área a deformar en cada instante como sucede en T3 y T4 (ver Figura III-33), su módulo de Young asociado se encuentra en torno a 85 GPa, un valor bastante similar al de T3 pero ligeramente superior. Con la reducción de la resistencia a fluencia sucede lo contrario, y así, con las condiciones de temperatura de T2 es ligeramente menor que con las condiciones de T3. Por lo tanto, la influencia combinada de estos dos parámetros (módulo de Young y resistencia a fluencia) sobre el springback es similar en ambos casos y por ese motivo los perfiles de desviación de T2 y T3 son tan similares.

El aumento de la temperatura conduce también a la mejora de resultados en la zona inferior de la pieza con menores valores de desviación y menor variación en los resultados.

Por otro lado, cuanto mayor es la temperatura, menor es la desviación alrededor del perímetro de la pieza en las paredes planas y en sus intersecciones. Por el contrario, en la zona con ángulo de pared menor en la parte superior de la pieza, el aumento de la temperatura hace aumentar la sobredeformación. De esta manera, la desviación media negativa aumenta con la temperatura y la distribución de desviaciones muestra un espectro más amplio en la zona de valores negativos. Esto es debido a que, utilizando la configuración descrita que no cuenta con un "backing plate" para la pieza, cuanto más elevada es la temperatura mayor es la deformación plástica y consecuentemente, en general, mayor la desviación por flexión no deseada de la chapa alrededor del perímetro de la pieza.

En resumen, los resultados ponen de manifiesto que dentro del rango analizado un aumento de la temperatura tiene un efecto positivo general ya que las desviaciones positivas que están principalmente relacionadas con el efecto springback disminuyen. El porcentaje de desviaciones en el rango  $\pm 1$  mm es un indicador de ello y como muestra la Tabla III-25, los mejores resultados se han obtenido en el ensayo T4, es decir, con 900 °C en el horno ( $665 \pm 50$  °C en la chapa). Por otro lado, las excesivas desviaciones negativas por sobredeformación, principalmente relacionadas con la flexión de la chapa alrededor del área perimetral, son inevitables a pesar de aumentar la temperatura y minimizan significativamente el porcentaje de desviaciones en el rango  $\pm 1$  mm.

### 3.4 Determinación del enfriamiento óptimo de la pieza

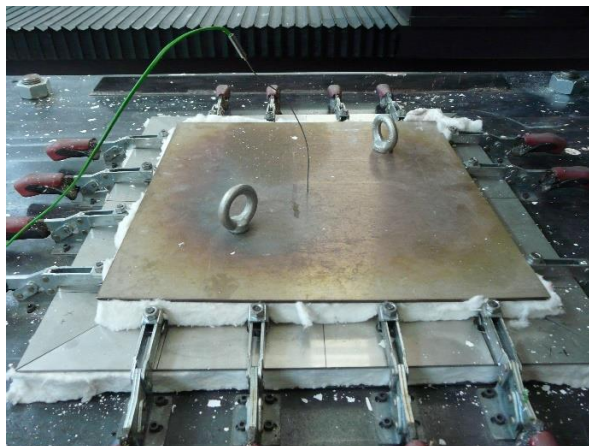
En este subapartado se estudia la influencia de la etapa de enfriamiento sobre la precisión geométrica de la pieza fabricada. Para ello, se han fabricado dos piezas bajo idénticas condiciones, pero aplicando un enfriamiento diferente a cada una de ellas.

#### 3.4.1 Descripción de los ensayos realizados

El calentamiento de la chapa ha consistido en aplicar el procedimiento óptimo C4 definido en el subapartado 3.2 hasta alcanzar una temperatura de 900 °C en el horno, temperatura con la cual se obtenían los mejores resultados de precisión geométrica (T4). El resto de los parámetros utilizados han sido los mismos que para la fabricación de la pieza T4.

Los dos procedimientos de enfriamiento analizados han consistido en lo siguiente:

1. E1: Enfriamiento no controlado apagando tanto el horno como el marco de resistencias después de soltar la chapa.
2. E2: Enfriamiento controlado sin soltar la chapa siguiendo condiciones de alivio de tensiones recomendadas por la bibliografía [Donachie, 2004]. Para obtener unas condiciones óptimas en cuanto al alivio de tensiones, después de la etapa de conformado la pieza se ha cubierto con una manta térmica de fibra cerámica como se muestra en la Figura III-37.



*Figura III-37. Pieza cubierta con manta de fibra cerámica durante enfriamiento con tratamiento de alivio de tensiones, E2.*

Para estos dos ensayos se han definido dos puntos de control de la temperatura. Uno corresponde con el registro de temperatura del horno (situado en la cavidad del horno) y el otro al centro de la chapa. La temperatura de este punto se ha obtenido mediante la cámara termográfica en E1 y mediante un termopar que atraviesa la manta térmica en E2. La evolución de la

temperatura obtenida durante ambos enfriamientos se muestra en la Figura III-38.

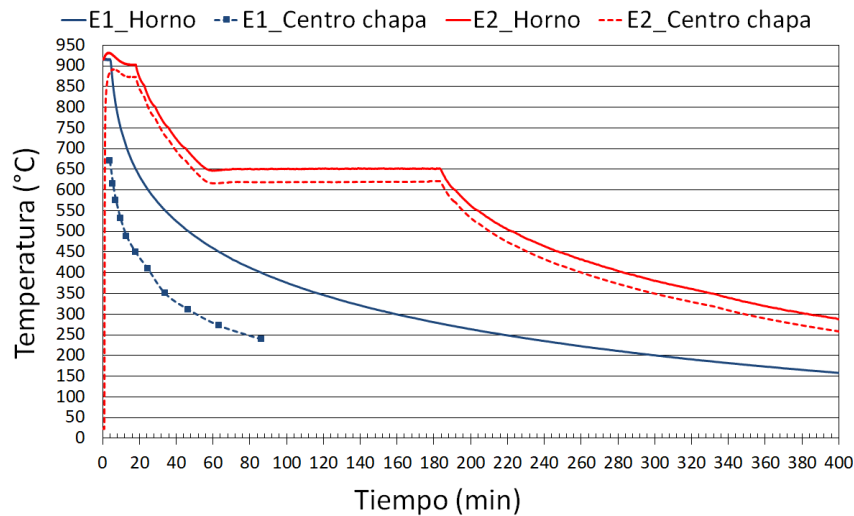


Figura III-38. Temperatura de horno y chapa durante enfriamientos E1 y E2.

Las dos piezas fabricadas se muestran en la Figura III-39 donde se observa que ambas han sufrido oxidación debido a las elevadas temperaturas de proceso. Sin embargo, el grado de oxidación de la pieza E2 es mayor ya que en la etapa de enfriamiento, al colocar la manta de fibra cerámica, la temperatura de la pieza aumenta significativamente, con respecto a la de E1, hasta alcanzar valores muy cercanos a los del interior del horno.

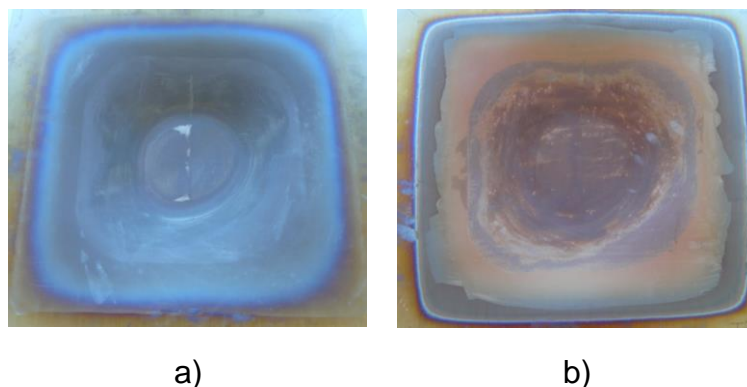


Figura III-39. Piezas fabricadas para analizar influencia del tipo de enfriamiento: a) E1 y b) E2.

### 3.4.2 Inspección geométrica de las piezas

La geometría de las piezas fabricadas se ha reconstruido digitalmente y las mallas obtenidas se han comparado con el CAD de la pieza (ver Figura III-40) de la misma forma descrita en el subapartado 3.3.4. De esta manera, se han obtenido los mapas de desviaciones representados en la Figura III-41 mientras que los valores más representativos de estos mapas de colores se muestran en la Tabla III-26. En los dos casos se incluyen los resultados de la pieza T4 (resistencias apagadas justo después de la etapa de conformado y pieza

amarrada hasta enfriarse completamente) que se utiliza como referencia para el análisis.

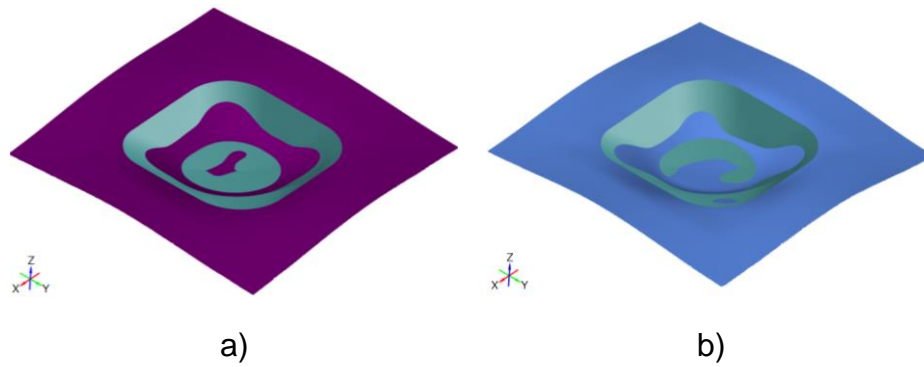


Figura III-40. "Best fit" entre CAD y mallas de piezas fabricadas: a) E1, b) E2.

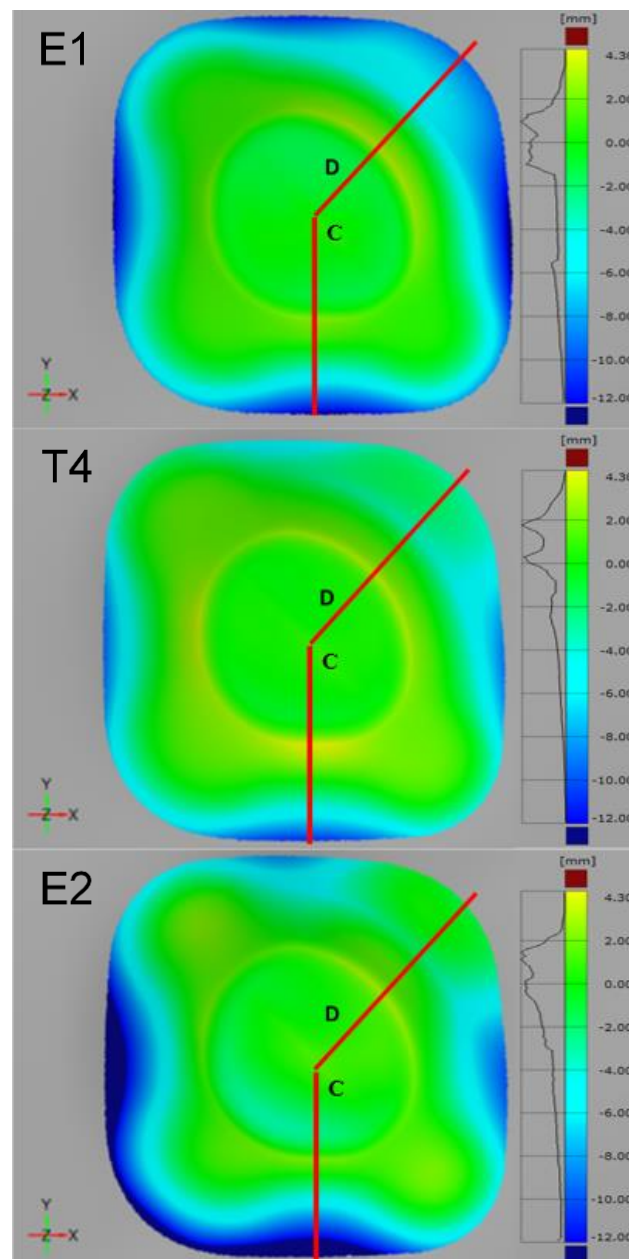


Figura III-41. Mapa de desviaciones de piezas E1, T4 y E2.



Tabla III-26. Desviaciones de piezas fabricadas con diferentes enfriamientos.

Pieza	Max + (mm)	Max – (mm)	Media + (mm)	Media – (mm)	±1mm (%)
E1	3,42	-13,26	1,06	-3,82	37,3
T4	4,27	-11,10	1,45	-3,16	29,7
E2	3,24	-16,06	1,09	-4,16	30,3

Así, como se describe a continuación, los resultados del ensayo E1 se utilizan para analizar el efecto de soltar la pieza justo después de la etapa de conformado mientras que los resultados del ensayo E2 sirven para analizar el efecto de aplicar un enfriamiento controlado que incluye un tratamiento de alivio de tensiones intermedio.

### 3.4.3 Análisis de la precisión geométrica. Identificación del ciclo de enfriamiento óptimo

El procedimiento de enfriamiento aplicado debe ser efectivo para reducir las tensiones residuales inducidas en la pieza tanto de manera térmica como mecánica y así minimizar al máximo las desviaciones geométricas que se producen al soltar la pieza del amarre. En este sentido, con el objetivo de analizar el efecto de cada enfriamiento aplicado se han analizado los mapas de desviación representados en la Figura III-41.

Un análisis cuantitativo general de los mapas completos indica lo siguiente:

- En E1 pese a que las desviaciones positivas se reducen ligeramente, principalmente en la parte inferior de las paredes de la pieza, las desviaciones negativas por sobredeformación alrededor del perímetro de la pieza aumentan con respecto al ensayo T4. Este aspecto indica que, como la evolución de la temperatura en la pieza puede considerarse la misma en los dos casos, el momento en el que se suelta la pieza (antes o después del enfriamiento) es un factor para considerar ya que influye en la precisión final.
- En E2, como en el caso previo, las desviaciones positivas se reducen ligeramente en la parte inferior de las paredes de la pieza. Respecto a las desviaciones negativas por sobredeformación alrededor del perímetro de la pieza, se observan dos comportamientos diferentes. Así, en las zonas con ángulos de pared más elevados estas desviaciones aumentan considerablemente mientras que en la zona con menor ángulo de pared, las desviaciones por sobredeformación disminuyen ligeramente.

Considerando los resultados de la Tabla III-26 se podría concluir que, en principio, E1 es el mejor procedimiento de enfriamiento ya que en este caso el porcentaje de desviaciones dentro del rango  $\pm 1$  mm es el mayor. Sin embargo, un análisis más profundo de los mapas de desviación sugiere algo diferente.

En primer lugar, la Figura III-42 sugiere que, pese a que las desviaciones negativas por sobredeformación son mayores, la pieza E2 mantiene de manera más precisa la geometría obtenida justo después de la operación de conformado como ponen de manifiesto los siguientes aspectos:

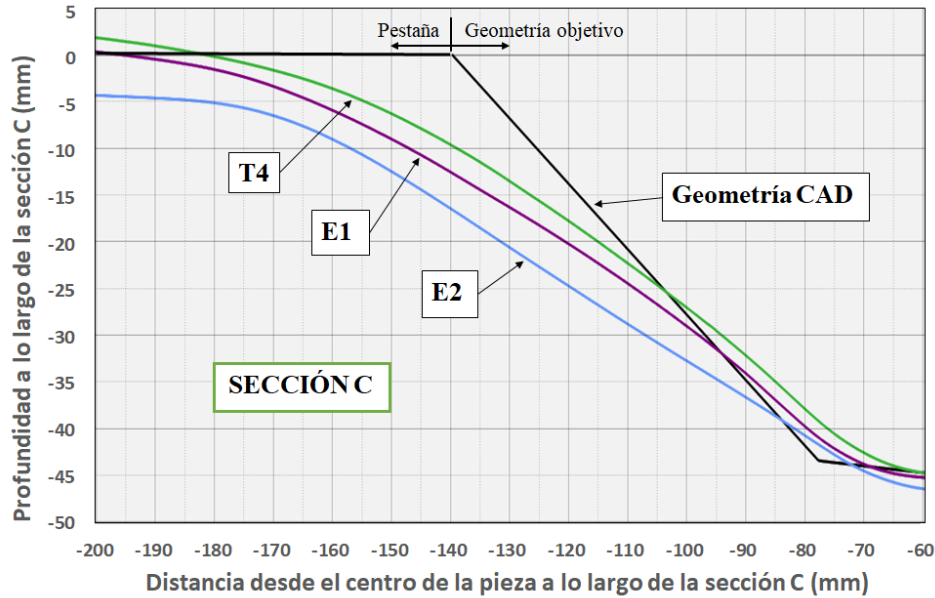


Figura III-42. Perfiles geométricos de una pared plana (sección C) extraídos de los mapas de desviación de las de piezas con diferentes enfriamientos.

- La geometría objetivo en esta sección es una pared plana y la pared obtenida en el caso del ensayo E2 cuenta con un perfil más plano mientras que en los ensayos T4 y E1 la misma pared muestra una ligera curvatura que se puede atribuir a una recuperación elástica durante la etapa de enfriamiento.
- En los tres casos las paredes obtenidas son casi paralelas. Sin embargo, las características del borde de la chapa (zona izquierda de la imagen) difieren de un caso a otro. A diferencia que en E1 y T4, las condiciones del ensayo E2 conducen a un borde de chapa bastante horizontal. Esta combinación de rasgos geométricos indica que en la pieza E2 se define un borde más agudo en la zona superior de la pared. Dufrou et al. [Dufrou, 2007] explicaba que un borde más agudo de esta zona sugiere una reducción sistemática del springback y de la deformación plástica no deseada debido al uso de elevadas temperaturas, tomando como referencia mediciones 3D de la pieza sin soltar. Esto significa que el alivio de tensiones realizado en E2 es beneficioso para minimizar tensiones mecánicas acumuladas en el sistema de amarre mientras que en T4 y E1 estas tensiones no se eliminan y, por lo tanto, la pieza en esa zona contrae al soltarla o durante el enfriamiento no controlado y consecuentemente las desviaciones negativas por sobredeformación disminuyen.

- Al igual que sucedía con las piezas del subapartado 3.3, las desviaciones negativas por sobredeformación, relacionadas con el efecto de la flexión alrededor del perímetro de la pieza que genera deformación plástica no deseada en los bordes de la chapa que no pertenecen a la geometría objetivo, son excesivas en todos los casos y se producen principalmente por la falta de un “backing plate” o placa de apoyo perimetral. La pieza cuenta con un perímetro superior de 280 x 280 mm<sup>2</sup> mientras que el área de trabajo completo es de 400 x 400 mm<sup>2</sup>. Por lo tanto, el área libre de la chapa que no pertenece a la geometría objetivo (60 mm de longitud desde cada lado de la pieza hasta la zona de amarre) representa una fuente de error muy relevante en términos de geometría obtenida y, al mismo tiempo, ha sido un elemento perturbador para el análisis de los resultados. En este sentido, el descenso de las desviaciones negativas por sobredeformación que se produce en E1 y T4 y que a priori parece un aspecto positivo, se produce sin embargo de manera no controlada y casual por la falta del “backing plate”.

En segundo lugar, el mapa de E2 revela que mientras el efecto de la flexión es muy relevante en las paredes planas y zonas con cambios de ángulo de pared drásticos, la zona con ángulo de pared bajo (15°) está muy cerca de la geometría objetivo (ver Figura III-43) señalando que este efecto en esta zona es significativamente más bajo.

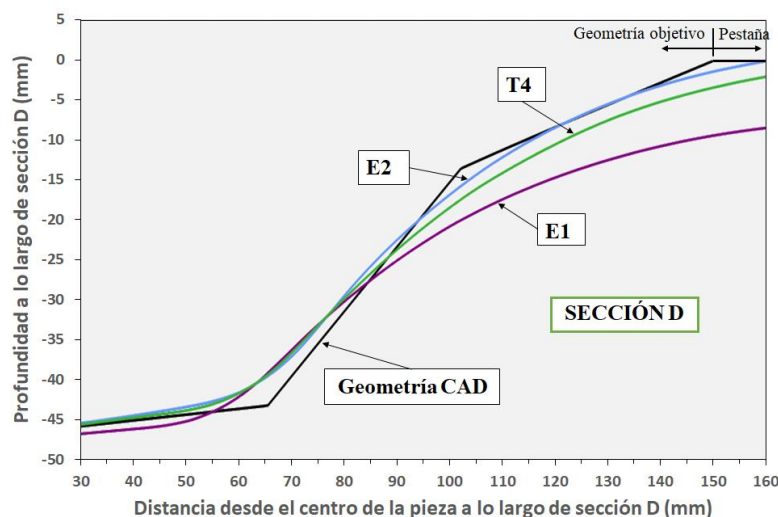


Figura III-43. Perfiles geométricos de una pared (sección D) con ángulo de pared bajo (15°) y elevado (38°) extraídos de mapas de desviación de piezas con diferentes enfriamientos.

Este aspecto se puede relacionar con las menores fuerzas empleadas para deformar esta área, el cual requiere menor grado de deformación. Estas fuerzas no son lo suficientemente altas para generar deformación plástica elevada del material en el borde de chapa adyacente al área mencionada, al contrario de lo que ocurre en los bordes de chapa adyacentes a zonas con

ángulo de pared elevado donde las fuerzas necesarias, más elevadas, producen deformaciones plásticas mayores a lo largo de un área más extenso.

Por el contrario, como muestra también la Figura III-43, la precisión de la pieza T4 y, en especial de la pieza E1, es menor en la zona de ángulo más bajo. Asumiendo que, como se ha explicado más arriba, la pieza E2 mantiene de manera más precisa la geometría obtenida justo después de la etapa de conformado (la distorsión de la pieza asociada a la etapa de enfriamiento se minimiza), en T4 y E1 la pieza en esta zona tiende a expandirse, aumentando así la sobredeformación debido al enfriamiento no controlado y a la liberación de tensiones que se produce justo después de soltar la pieza. No obstante, existen diferencias significativas entre las desviaciones obtenidas con T4 o E1, subrayando la influencia del momento en el que se suelta la pieza del amarre (antes o después del enfriamiento). Este hecho debería ser estudiado más en profundidad en el futuro.

En cualquier caso, tal y como se ha explicado anteriormente, el procedimiento seguido en E2 parece beneficioso para controlar la etapa de enfriamiento de la pieza, al contrario de lo que ocurre con T4 o E1, ya que contribuye a la eliminación de tensiones mecánicas acumuladas en la zona de amarre debido al tratamiento de alivio de tensiones, por un lado, y a evitar la distorsión de la pieza asociada a un enfriamiento abrupto por otro lado. Así, la pieza no se distorsiona tanto como en T4 y E1 durante la etapa de enfriamiento y después de cambiar las condiciones de contorno, es decir, después de soltarla del amarre.

En general, se puede concluir que el procedimiento de enfriamiento propuesto, E2, es beneficioso para reducir el springback global de la pieza, definido por Jeswiet et al. [Jeswiet, 2005], que se produce al soltar la pieza del sistema de amarre.

## **4 Desarrollo de una solución para eliminar las desviaciones geométricas en la zona perimetral de la pieza**

### **4.1 Desviaciones en la zona perimetral de la pieza**

Como se ha comprobado anteriormente, en las piezas fabricadas por SPIF las desviaciones que se producen en la zona del perímetro son muy elevadas. Como ejemplo, en la Figura III-44 se muestran varios valores de desviaciones generadas en el perímetro de la pieza fabricada con las condiciones óptimas, E2, citada en el subapartado 3.4. En la figura se observa que cuanto mayor es el ángulo de pared a deformar (ver características de la pieza en subapartado 2.3.1) mayor es la desviación que se genera en el perímetro de la pieza.

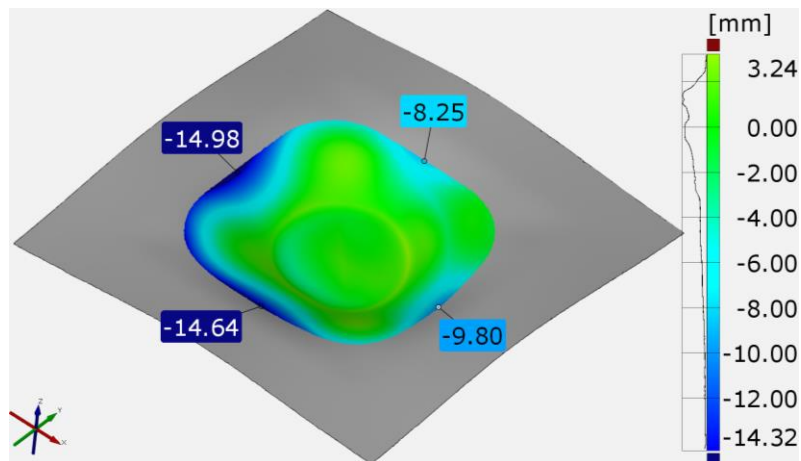


Figura III-44. Desviaciones en el perímetro de pieza E2.

En SPIF, estas desviaciones están asociadas a la flexión que sufre la chapa, bajo la acción de la herramienta, debido a la falta de una matriz de apoyo. En las zonas de mayor ángulo de pared, la fuerza que ejerce la herramienta para deformar el material es mayor por lo que la flexión de la chapa aumenta y también las deformaciones plásticas no deseadas generadas en áreas adyacentes al perímetro de la pieza.

El uso de un backing plate o placa perimetral de apoyo parece indispensable por tanto para minimizar este tipo de desviaciones [Essa, 2011]. Sin embargo, con la configuración utilizada en el presente trabajo en la que se utiliza una herramienta tipo rueda, introduciendo un backing plate no es posible eliminar por completo la zona de chapa que sufre flexión ya que por motivos de seguridad estructural sería necesario dejar un “offset” entre el perímetro de la pieza y el perímetro de la placa de apoyo para evitar que la herramienta colisione con esta. Esa pequeña zona permitiría en cierto grado, por tanto, que siga produciéndose flexión alrededor de la placa de apoyo cuando la herramienta conforma la pieza en sus primeras etapas tal y como explican Young y Jeswiet [Young, 2004] y se representa en la Figura III-45.

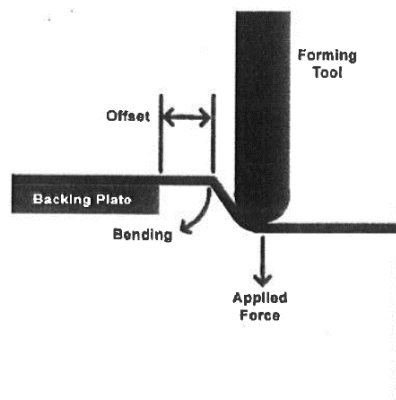


Figura III-45. Representación esquemática de la flexión de la chapa al introducir un “offset” entre backing plate y perímetro de pieza [Young, 2004].

## 4.2 Introducción de una superficie addendum

En este subapartado se propone una solución para evitar que en la geometría objetivo se generen desviaciones por sobredeformación en la zona del perímetro. Esta solución consiste en introducir en la geometría original una superficie "addendum" de la profundidad necesaria para que la presencia de estas desviaciones iniciales debidas a la flexión se limite solo a esa zona añadida que no forma parte de la geometría objetivo.

Se trata de una solución complementaria o alternativa a la introducción de un backing plate, manteniendo al máximo el concepto de "no tooling" y, por lo tanto, la flexibilidad por la que se caracteriza el SPIF.

A continuación, se describen las acciones realizadas que han servido para definir un procedimiento dirigido a estimar la profundidad de addendum necesaria.

### 4.2.1 Determinación de la profundidad de la superficie addendum mediante análisis de espesores

En este subapartado se propone una alternativa para estimar la profundidad de addendum con base en el perfil de espesores típico generado en operaciones de SPIF que según se describía en el Capítulo II del estado del arte muestra dos zonas diferenciadas (ver subapartado 2.6.1, Figura II-15). Este mismo comportamiento se observa en la distribución de espesores del cono fabricado con  $55^\circ$  de ángulo de pared constante en el subapartado 2.2.4 donde se diferencia lo siguiente (ver Figura III-46):

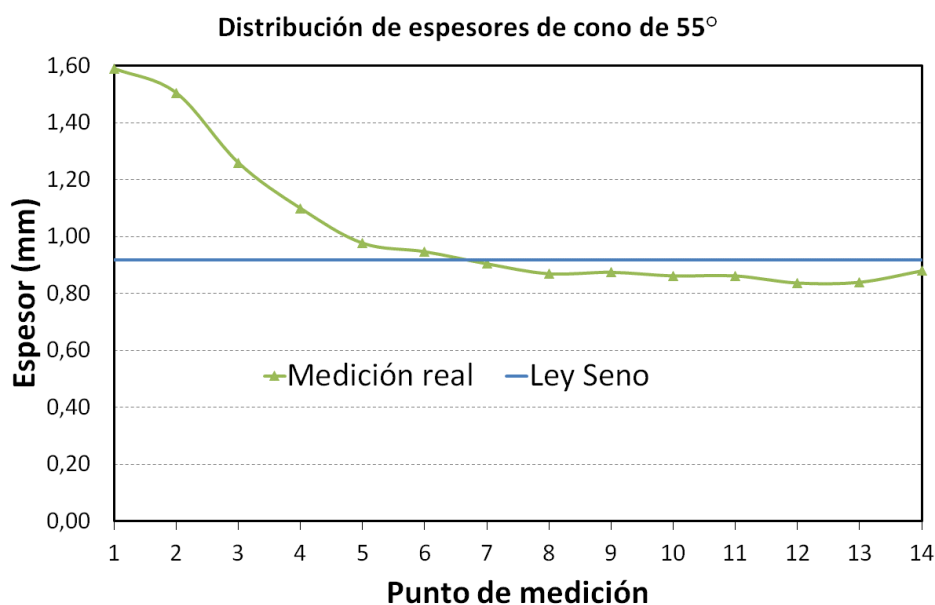


Figura III-46. Distribución de espesores de cono de Ti-6Al-4V de ángulo de pared de  $55^\circ$  fabricado con combinación de parámetros de máxima formabilidad.

1. Primer tramo donde el espesor de la pared de la pieza disminuye progresivamente desde el valor inicial de 1,6 mm. Este primer tramo se considera afectado por el efecto de la flexión.
2. Segundo tramo a partir del cual el espesor de chapa tiende a estabilizar en un valor cercano al obtenido aplicando la Ley del Seno para una pared de  $55^\circ$  (0,92 mm) lo que indica que la deformación ha entrado en el “régimen” de deformación habitual relacionado con los procesos de deformación incremental. Como sucede habitualmente en el proceso de conformado incremental, los valores reales se encuentran ligeramente por debajo del valor teórico marcado por la Ley del Seno.

El hecho relevante es determinar hasta que profundidad se extiende el primer tramo, es decir, el tramo que se ve afectado por la flexión y que todavía no ha entrado en el “régimen” de deformación incremental. En el cono de  $55^\circ$ , en el que las mediciones de espesor se han realizado tomando como referencia un perfil a lo largo de la superficie de la pared, se puede considerar que hasta el punto de medición 5 la geometría se encuentra influenciada por el efecto de flexión. Para determinar la profundidad de addendum adecuada, es necesario identificar a que profundidad de pieza pertenece dicho punto de medición. En este sentido, con una geometría simétrica y de ángulo de pared constante como la del cono de  $55^\circ$  la traducción entre el punto de medida y la profundidad de pieza a la que corresponde parece directa. Sin embargo, en geometrías más complejas, que cuenten por ejemplo con ángulos de pared variable, esta acción no es tan sencilla. Para ello, se propone seguir la siguiente metodología:

1. Reconstrucción 3D de la pieza fabricada.
2. Alineación de la reconstrucción 3D respecto al CAD original tomando como referencia sistema de coordenadas del CAD.
3. Determinación sobre la reconstrucción 3D del perfil de puntos donde se va a medir el espesor. Definir el primer punto de medición en el perímetro de la pieza.
4. Medición del espesor de la pieza real fabricada en los puntos definidos en el paso 3.


A continuación, se aplica esta metodología con la pieza T3<sup>1</sup> que tal y como se recoge en el subapartado 3.3.4 ha sido reconstruida con el sistema de medición óptico 3D y posteriormente alineada respecto a la geometría CAD.

---

<sup>1</sup> Pieza con geometría genérica con rasgos asimétricos representativos de componentes aeronáuticos de chapa introducida en el subapartado 3.3 (fabricada con  $850^\circ\text{C}$  en el horno).

La Tabla III-27 muestra el medidor de espesores por ultrasonidos utilizado para obtener el perfil de espesores de la pieza.

Tabla III-27. Características del medidor de espesores por ultrasonidos.

	Medidor de espesores	
	Modelo	Olympus MG2-DL
	Rango de medición	0,5 - 635 mm
	Resolución de pantalla de espesor de hasta	0,01 mm

En la Figura III-47 se muestran los puntos sobre los que se han realizado las mediciones de espesor en la pieza T3, definidos sobre la reconstrucción 3D, mientras que en la Figura III-48 se grafican los resultados obtenidos tras realizar las mediciones en la pieza real fabricada.

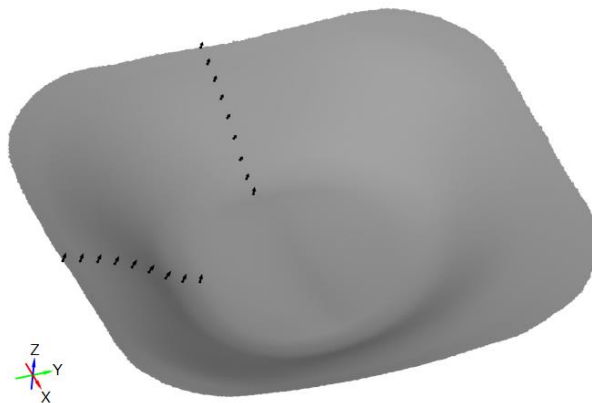


Figura III-47. Puntos definidos en la reconstrucción 3D de pieza T3 para medición del espesor.

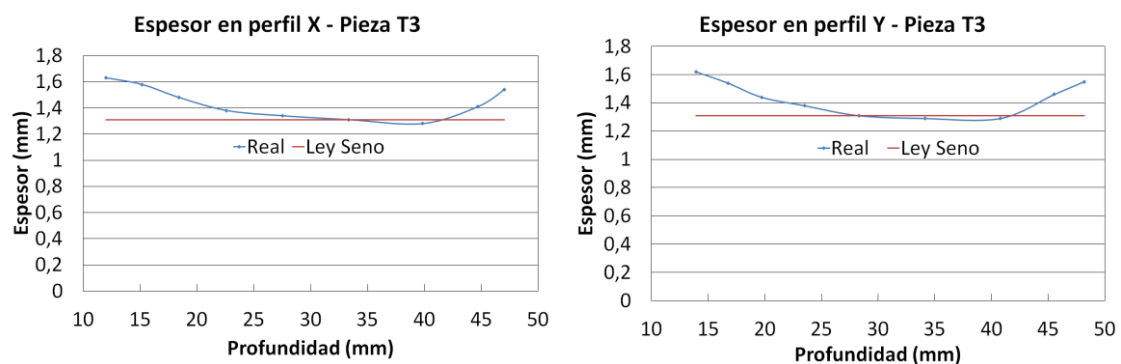


Figura III-48. Distribución de espesores a lo largo de paredes planas en pieza T3.

Como se observa en la Figura III-47, se han definido dos perfiles sobre las dos paredes planas de 35°, uno de ellos contenido en el plano  $X_0$  y el otro en el plano  $Y_0$ . Los puntos superiores de cada perfil corresponden con la zona en la que la herramienta comienza a marcar la chapa mientras que los puntos inferiores se encuentran ya en la zona inferior de la pieza que cuenta con una



ligera curvatura. En ambos perfiles se han realizado mediciones cada 1 mm tomando como referencia la superficie de la chapa.

Como en el caso del cono de 55°, el espesor de las paredes se reduce desde los 1,6 mm iniciales hasta llegar a un valor cercano al obtenido aplicando la Ley del Seno para una pared de 35° (1,31 mm). En este caso, se puede considerar que los mecanismos de deformación habituales del AISI son los dominantes exclusivamente a partir de los 25 - 28 mm de profundidad aproximadamente. Es decir, hasta esa profundidad la pieza se ve afectada por la flexión. Finalmente, se observa un aumento del espesor en el tramo final de la pieza que corresponde con la transición desde las paredes de la pieza de 35° a la zona casi plana. En esta última zona la deformación es muy reducida por lo que el espesor de chapa es muy cercano al valor de chapa inicial.

Por lo tanto, para eliminar el problema de flexión en esta geometría en concreto habría que añadir al CAD original un addendum inicial de 25 mm aproximadamente. Hay que reseñar que esta pieza se ha fabricado sin "backing plate" y debido a ello la influencia de la flexión en la geometría final es mucho más elevada.

#### **4.2.2 Determinación de la profundidad de la superficie addendum mediante análisis de fuerzas**

Como acción alternativa y complementaria a la medición de espesores se ha analizado también estimar la profundidad de addendum necesaria mediante el análisis de fuerzas empleadas durante la fabricación de una pieza tomando como referencia la geometría CAD original. Recurrir al análisis de fuerzas es una alternativa recurrente y útil en procesos de fabricación. En concreto, en el campo del SPIF se han realizado diversos estudios donde se utiliza el registro de la fuerza de proceso para predecir la rotura de la pieza [Filice, 2006] [Petek, 2009].

En este caso, se utilizan como referencia los datos de fuerza registrados durante los ensayos T3 (horno a 850 °C) y T4 (horno a 900 °C) descritos en el subapartado 3.3. Durante estos ensayos se ha registrado la fuerza generada en la dirección normal a la herramienta mediante una célula de carga integrada en el eje W de la máquina. Las fuerzas se han obtenido directamente desde el CNC de la máquina y corresponden a dos vueltas consecutivas de la herramienta a profundidades diferentes (ver Figura III-49).

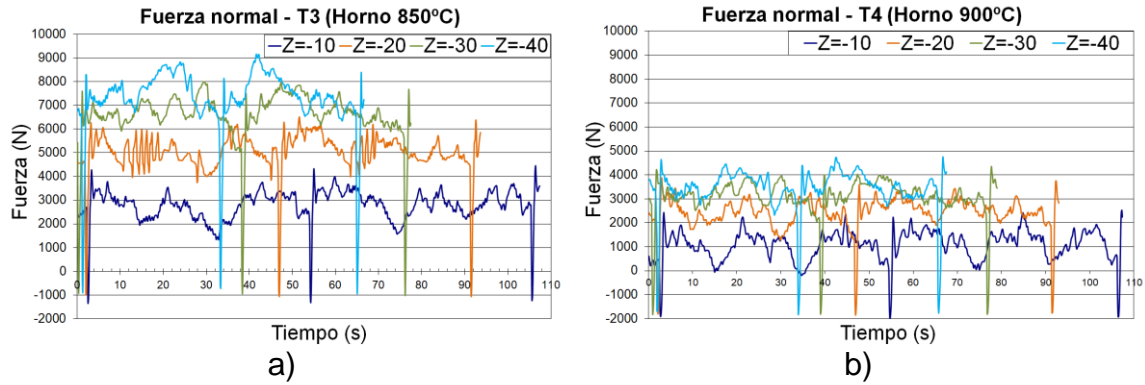


Figura III-49. Perfil de fuerzas obtenidos durante dos vueltas consecutivas de la herramienta a profundidades alrededor de  $Z=-10$ ,  $-20$ ,  $-30$  y  $-40$  mm en ensayos: a) T3 (Horno a  $850\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) y b) T4 (Horno a  $900\text{ }^{\circ}\text{C}$ ).

Un análisis preliminar de las fuerzas registradas conduce a las siguientes conclusiones:

- En todos los casos se registra un pico de fuerza negativo entre vuelta y vuelta de la herramienta. Este pico de fuerza corresponde con el instante en el que la herramienta se retira de la chapa al finalizar una vuelta para posteriormente volver a contactar con la chapa en la  $Z$  correspondiente a la siguiente vuelta. Se puede decir por lo tanto que este comportamiento está asociado al propio funcionamiento de la máquina y tipo de estrategia de trayectoria con el que se ha trabajado y no es característico del proceso SPIF.
- Tanto en T3 como en T4 se observa la misma tendencia en la evolución de la fuerza. Así, en la menor profundidad de pieza (en torno a 10 mm) se registran valores relativamente bajos y posteriormente a medida que aumenta la profundidad la fuerza tiende a estabilizar en valores bastante más elevados.
- En T3 la fuerza necesaria para conformar la chapa es mucho mayor debido a que el ensayo se ha realizado a menor temperatura ( $850\text{ }^{\circ}\text{C}$  vs  $900\text{ }^{\circ}\text{C}$  en el horno). Durante el ensayo T3 la temperatura generada en la chapa es de  $553 \pm 28\text{ }^{\circ}\text{C}$  mientras que en T4 es de  $664 \pm 50\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Esto hace que en el caso de T3 la tensión de fluencia sea bastante más elevada respecto a la de T4 (ver Figura III-4) y por tanto la fuerza necesaria para deformar el material mucho mayor.

A partir de los valores representados en la Figura III-49 se han calculado los valores medios de fuerza (sin tener en cuenta los valores pico negativos) para cada profundidad establecida. Estos resultados se muestran en la Figura III-50 donde se observan de manera más clara los aspectos mencionados anteriormente.

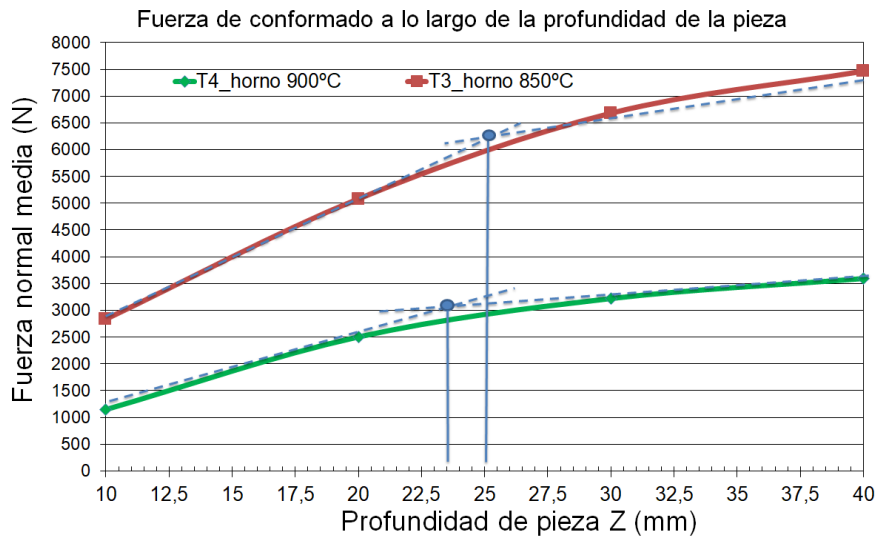


Figura III-50. Fuerzas medias correspondientes a dos vueltas consecutivas de la herramienta a profundidades alrededor de  $Z=-10$ ,  $-20$ ,  $-30$  y  $-40$  mm en ensayos T3 (Horno a  $850^{\circ}\text{C}$ ) y T4 (Horno a  $900^{\circ}\text{C}$ ).

En las curvas representadas se observa en ambos casos un cambio de tendencia bastante pronunciado en la evolución de la fuerza a una profundidad cercana a 25 mm en el caso de T3 y a 23,5 mm en el caso de T4. Como sucede con la medición de espesores, estos valores de profundidad indican la zona de transición entre la zona afectada por la flexión y la zona asociada a los mecanismos típicos de deformación incremental. De hecho, el valor obtenido en el análisis de fuerzas en T3 (25 mm) se encuentra en el rango definido anteriormente en el análisis de espesores que es de 25 - 28 mm. A su vez, pese a que los valores de fuerza registrados son mucho menores, en T4 el cambio de tendencia observado en la fuerza se encuentra en un valor cercano, aunque ligeramente inferior. Este aspecto concuerda con los mapas de colores de la Figura III-35 donde se observaba que la desviación por sobredeformación en las zonas con ángulo de pared más elevado es ligeramente inferior en el caso de la pieza T4.

## 5 Evaluación de propiedades del material post-conformado

En el presente apartado se realiza una evaluación de propiedades post-conformado de piezas de Ti-6Al-4V fabricadas por SPIF en caliente con las condiciones de proceso propuestas en el presente trabajo de Tesis Doctoral. Al tratarse de una tecnología novedosa, esta evaluación es necesaria para conocer cuál es el estado final del material y la integridad superficial conseguida. En este sentido, la bibliografía existente es muy escasa. Además, en sectores como el aeronáutico o el de automoción, el conocimiento del estado final del material se considera imprescindible para poder validar una tecnología.

Por lo tanto, en primer lugar, se evalúa el acabado superficial de varias piezas mediante un análisis de rugosidad. Posteriormente, se presenta un estudio metalográfico del material que incluye un análisis de microestructura, de capa de oxidación, de microgrietas y de microdureza. También se incluye un análisis sobre propiedades mecánicas derivadas de ensayos de tracción. Finalmente, se realiza un análisis sobre desviaciones geométricas derivadas de las tensiones residuales en las piezas.

### 5.1 Acabado superficial

La Figura III-51 representa valores de rugosidad tanto de la cara interior (en contacto con la herramienta) como de la cara exterior (sin contacto con la herramienta) de piezas fabricadas con las condiciones de la Tabla III-14. Se representa el valor medio de  $R_a$  y el intervalo de confianza (3 sigma) tras realizar tres mediciones por pieza en la dirección perpendicular al avance de la herramienta.

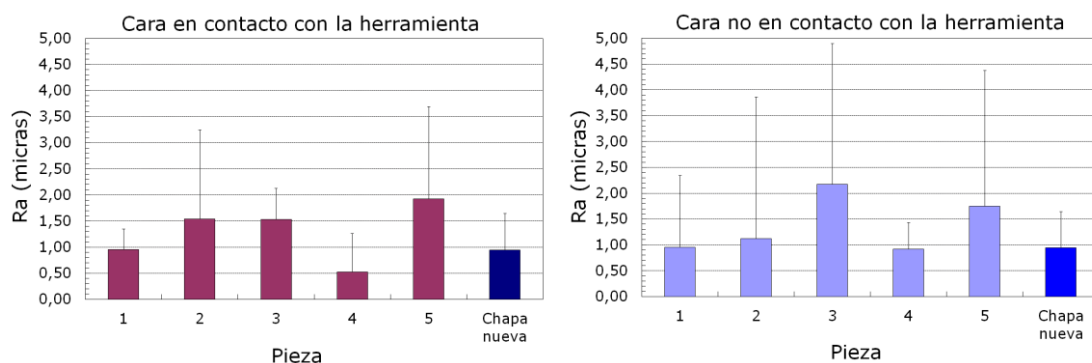


Figura III-51. Mediciones de rugosidad en piezas fabricadas con diferentes combinaciones de temperatura y paso de la herramienta.

Los valores de rugosidad de la cara en contacto con la herramienta no difieren mucho de la rugosidad que tiene la chapa en su estado inicial antes de la operación de conformado. Además, las diferencias entre las dos caras analizadas son pequeñas (diferencia máxima en la pieza 3:  $0,7 \mu\text{m}$  entre valores medios de las dos caras). Tampoco se observa un efecto claro del valor del paso de herramienta empleado al comparar las piezas 1 y 2 con las piezas 3 y 4 (pasos de herramienta de 1 y  $0,5 \text{ mm}$  respectivamente). Sin embargo, en algunos casos las mediciones de rugosidad muestran una alta dispersión. El efecto de la temperatura de trabajo empleada sobre la rugosidad tampoco es evidente al comparar las piezas 1, 3 y 5 con las piezas 2 y 4 (temperatura de horno  $800 \text{ }^\circ\text{C}$  y  $900 \text{ }^\circ\text{C}$  respectivamente) pese a que el grado de oxidación aumenta en la chapa cuanto mayor es la temperatura (ver Figura III-52).

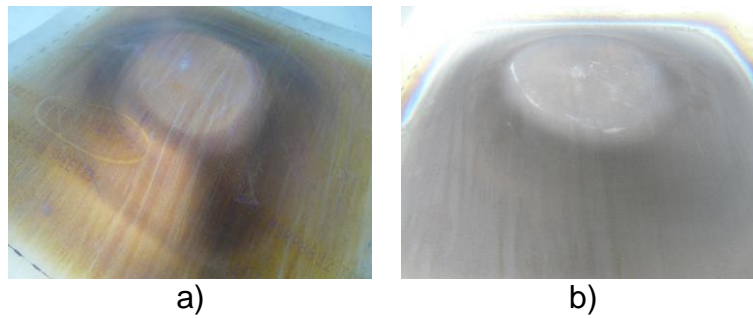


Figura III-52. Aspecto superficial de cara exterior de pieza fabricada con temperatura de horno de: a) 800 °C y b) 900 °C.

### 5.2 Análisis metalográfico y ensayos de tracción

En este subapartado se recogen resultados derivados de un análisis metalográfico y de ensayos de tracción realizados con muestras extraídas de piezas fabricadas con dos geometrías diferentes (una geometría piramidal y la geometría genérica con rasgos asimétricos representativos de componentes aeronáuticos introducida previamente en el subapartado 3.3).

#### Geometría piramidal

En primer lugar, se han fabricado cuatro piezas con geometría piramidal (ver Tabla III-28-b), con paredes planas que facilitan la extracción de probetas. La pieza cuenta con un perímetro superior de 285 x 285 mm<sup>2</sup> y un ángulo de pared constante de 55°. Todas las piezas se han fabricado utilizando la misma configuración experimental que en el subapartado 2.2, con una velocidad de avance 1000 mm/min y un paso de 0,5 mm sobre la superficie. Las condiciones de temperatura para cada pieza se recogen también en la Tabla III-28-a.

Tabla III-28. Pirámides fabricadas para extracción de muestras para ensayos de tracción e inspección metalográfica.

Pieza	Temperatura horno (°C)	a)	b)
P1 (esquinas R50)	950		
P2 (esquinas R50)	900		
P3 (esquinas R60)	900		
P4 (esquinas R60)	900		

De cada pieza se han extraído tanto muestras metalográficas como muestras para ensayos de tracción, a 0° y 90° respecto a la dirección de laminación como se ilustra en la Figura III-53. Las muestras se han extraído tanto de las paredes planas como de las esquinas de las piezas. Tanto el análisis

metalográfico como los ensayos de tracción se han realizado en el laboratorio del Departamento de Investigación de Resistencia del VZLU [VZLU, 2020] en Praga.

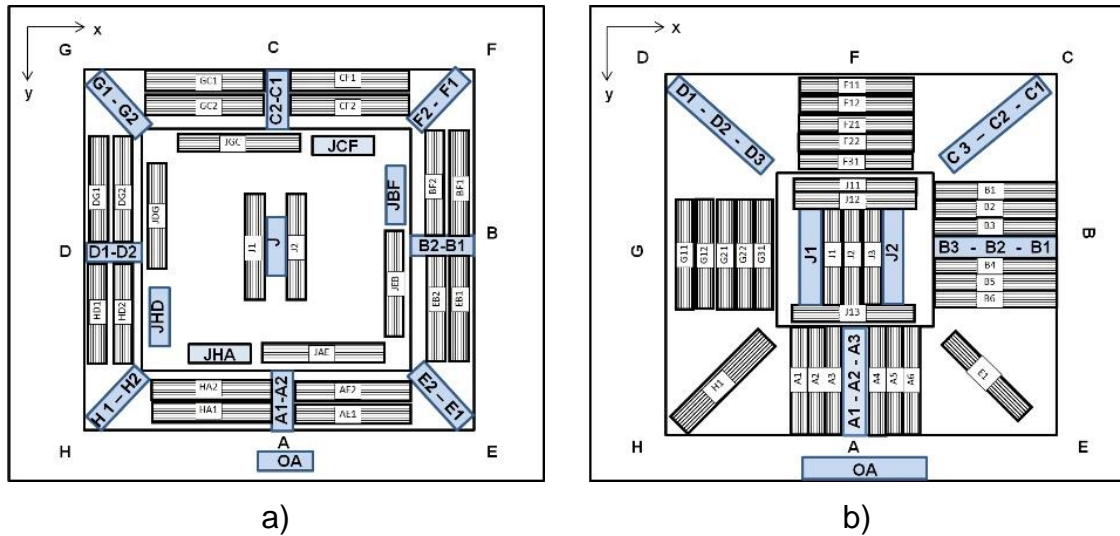


Figura III-53. Esquema de extracción de muestras en geometría piramidal: a) pieza P1 y b) piezas P2 – P4 / Muestras para ensayos de tracción en gris y muestras metalográficas en azul.

### Microestructura

Las muestras analizadas sugieren que se produce un refinamiento de grano con la profundidad de la pieza como se puede observar en la siguiente figura comparando micrografías de muestras extraídas de la zona inferior (Figura III-54-a / ubicación de muestra A3 en la Figura III-53) y superior (Figura III-54-b / ubicación de muestra A1 en la Figura III-53) de las paredes planas.

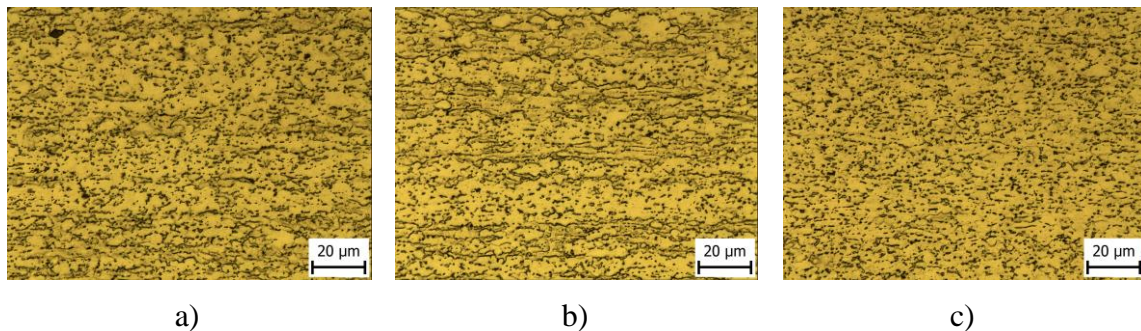


Figura III-54. Diferencias en la microestructura del material deformado, pieza P4: a) zona inferior de pared plana, b) zona superior de pared plana y c) zona superior de esquina.

También se puede observar que, en muestras correspondientes a profundidades de pieza idénticas, las extraídas de la pared plana (ubicaciones Ax y Bx en la Figura III-53) muestran granos más elongados que los observados en las esquinas (ubicaciones Cx y Dx en la Figura III-53) de la pieza (Figura III-54-b vs c) como era de esperar debido al estado de deformación cercano al uniaxial reportado experimentalmente y por simulaciones de EF [Minutolo, 2007].

Finalmente, la pestaña y el fondo de la pieza contienen, ver Figura III-55, granos de fase alfa equiaxiales ya que no se ven afectadas por la deformación.

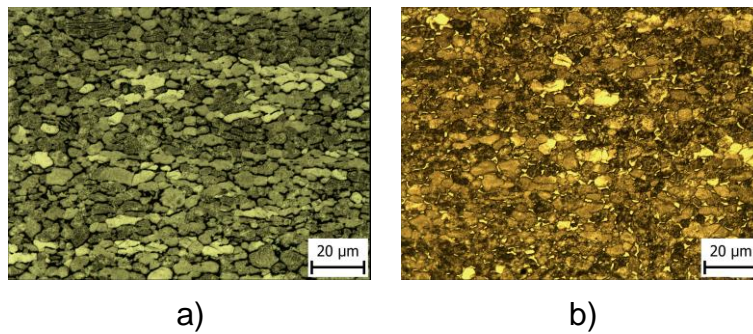
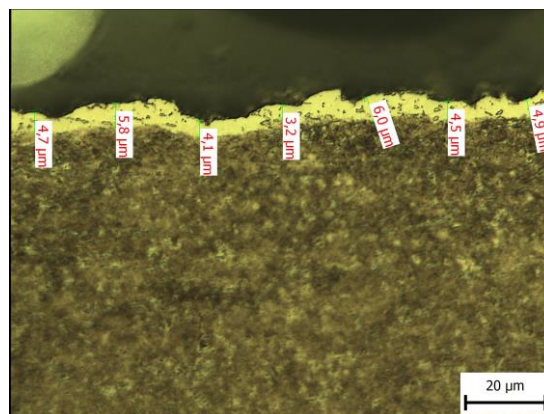


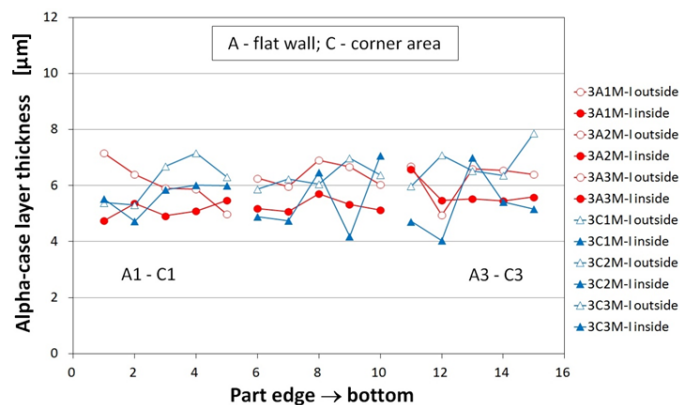
Figura III-55. Microestructura equiaxial en áreas de pieza no deformadas, pieza P2: a) pestaña y b) fondo de pieza.

Capa de oxidación

Todas las muestras analizadas contienen una capa de oxidación en las dos caras de la chapa como muestra la Figura III-56 y que se genera debido a las elevadas temperaturas de proceso superiores a 540 °C<sup>1</sup>.



a)



b)

Figura III-56. Formación de capa de oxidación, pieza P3: a) muestra de cara interior a lo largo de la dirección del paso de herramienta y b) perfiles de espesor de la capa de oxidación.

<sup>1</sup> Temperaturas por encima de 540 °C generan una capa superficial rica en oxígeno en el titanio [Semiatin, 2006].

Los valores de espesor de capa oxidada se encuentran en un rango de 4 – 8  $\mu\text{m}$  aproximadamente, pero se observa que los valores más elevados se encuentran en la cara exterior de la pieza (ver Figura III-56-b), es decir, en la cara que no tiene contacto con la herramienta y orientada hacia el horno y sobre la que no se ha aplicado lubricante.

### Microgrietas

Se han observado microgrietas en muestras extraídas de áreas con deformación y en ambas caras de la chapa. Su ausencia en la zona plana inferior de la pieza, la cual no sufre deformación, sugiere que son resultado del fallo de la capa frágil afectada por la oxidación bajo la acción de la herramienta de conformado.

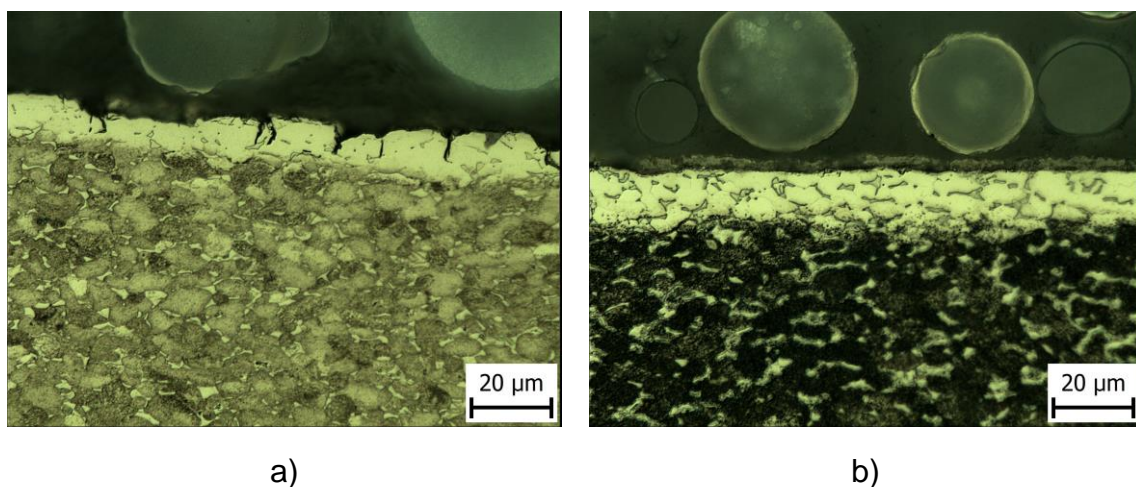


Figura III-57. a) Área deformada de la pieza con microgrietas; b) Área inferior no deformada libre de grietas – Superficie interior de pieza P1 (1000x magn.).

Las muestras examinadas también han revelado que las microgrietas no exceden la capa de oxidación. Sin embargo, en algunas muestras se observa una significativa dispersión en los valores del espesor de la capa oxidada debido a la presencia de estas microgrietas. Esto podría tener un efecto en la evolución del espesor de la capa de oxidación representada en la Figura III-56. La presencia de microgrietas también podría explicar la dispersión en los valores de rugosidad observada en la Figura III-51.

### Ensayos de tracción

Tal y como se observa en la Figura III-58 (a y b), comparando los resultados con los obtenidos con el material base a temperatura ambiente (ver Figura III-3 y Figura III-4), se produce un ligero descenso de la resistencia del material debido a la operación de SPIF ( $R_m$ : 930 – 990 MPa vs 1000 - 1100 MPa aproximadamente).



La presencia de microgrietas a lo largo de las zonas deformadas explica que la resistencia sea ligeramente menor que en el área libre de grietas sin deformación del fondo (muestras Gxx y Fxx vs Jx y Jxx). Este aspecto se confirma por los valores más bajos de elongación en muestras extraídas de áreas con deformación.

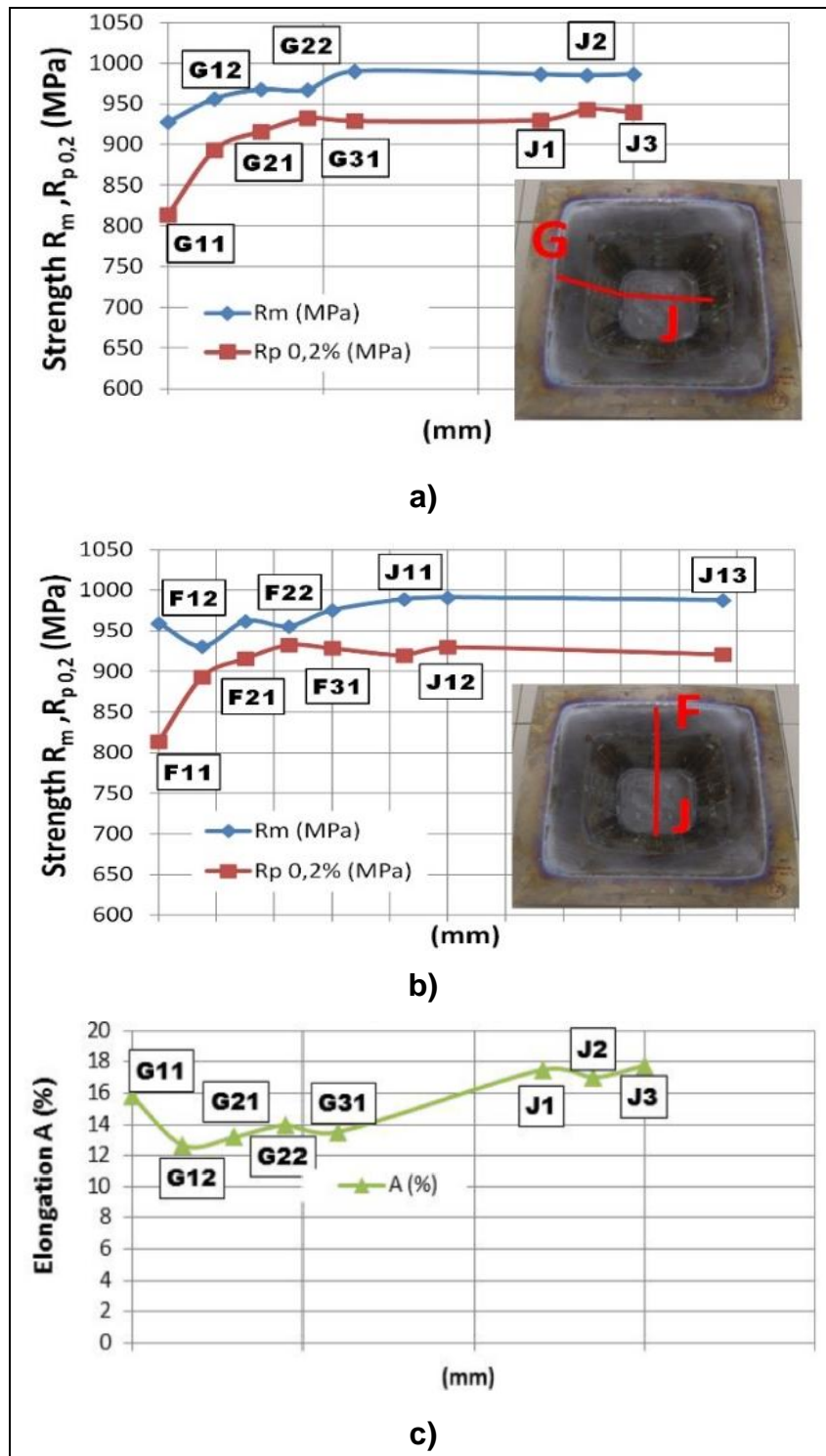


Figura III-58. Resistencia a lo largo de la dirección del paso de la herramienta a a) 0° y b) 90° respecto a la DL; c) Elongación a lo largo la dirección del paso de la herramienta a 0° respecto a la DL.

También se puede observar que los valores de resistencia más bajos corresponden al área más cercana al sistema de amarre (muestras G11, G12, F11 y F12). Esto se puede explicar debido a los diferentes estados de deformación sobre esta área que está dominada por la flexión en lugar de cortadura como evidencia el perfil de espesores mostrado en la Figura III-46. Por otro lado, la comparación de resultados obtenidos a  $0^\circ$  y  $90^\circ$  respecto a la dirección de laminación (G vs F) revela que los valores de resistencia son muy similares en ambas direcciones ( $R_m$  entre 930 - 990 MPa y  $R_{p0,2}$  entre 810 - 940 MPa aproximadamente en ambos casos).

Finalmente, la resistencia a lo largo de la dirección de avance de la herramienta (ver Figura III-59) muestra un descenso (6 - 8 % aproximadamente) de los valores en áreas pertenecientes a las esquinas de la pieza (muestras Hx y Ex). Esto parece producirse debido a la diferencia en los campos de deformación generados como revelaba el análisis metalográfico mostrado en la Figura III-54.

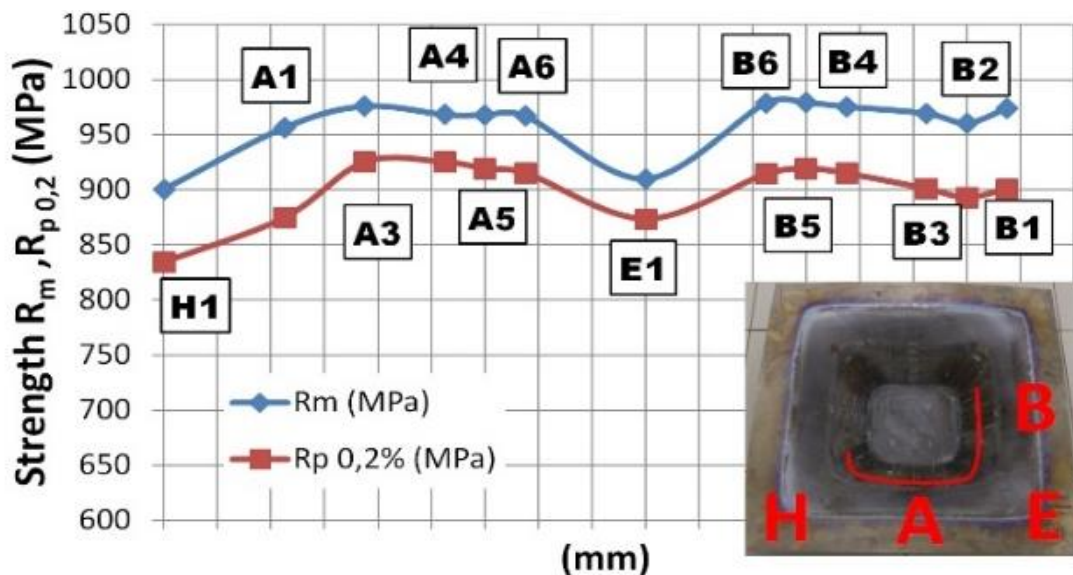


Figura III-59. Resistencia a lo largo de la dirección de avance de la herramienta.

### **Geometría asimétrica**

Se ha realizado un segundo análisis metalográfico haciendo uso de la pieza E2, fabricada previamente con las mejores condiciones de calentamiento, conformado y enfriamiento definidas en el apartado 3. Para ello, como se ilustra en la Figura III-60, se han extraído cinco muestras metalográficas de la pieza y otra más de una chapa de Ti-6Al-4V en su estado inicial. El objetivo es analizar la influencia de la temperatura sobre la microestructura, microgrietas, espesor de la capa de oxidación y dureza del material post-conformado. La designación y ubicación de las muestras se detalla en la Tabla III-29.

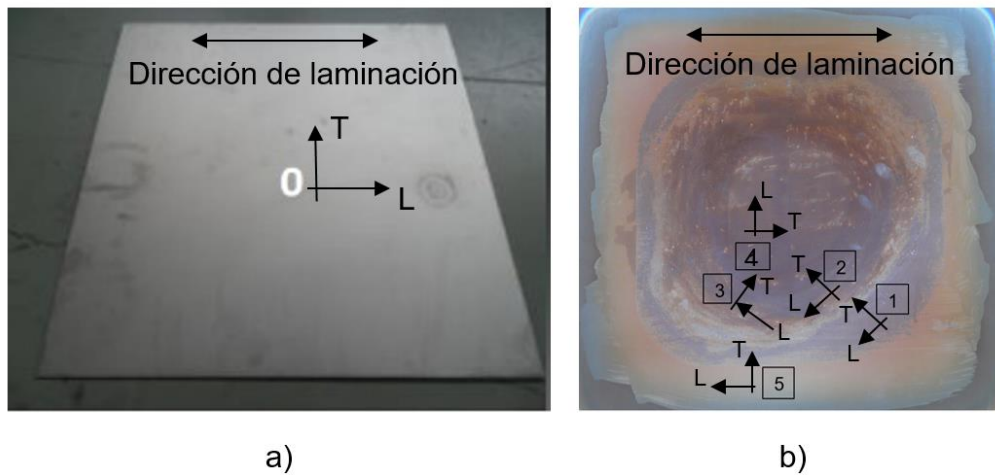


Figura III-60. Ubicación de especímenes para el análisis metalográfico: a) posición 0 en chapa de Ti-6Al-4V en estado inicial, b) posiciones 1, 2, 3, 4, 5 en la pieza E2.

Tabla III-29. Tabla de referencias de muestras y condiciones asociadas.

Ref	Condición
0	Chapa de Ti-6Al-4V en estado inicial.
1	Pieza E2 (calentamiento C4, conformado T4, enfriamiento E2). Pared curva con ángulo de 15°.
2	Pieza E2 (calentamiento C4, conformado T4, enfriamiento E2). Zona de transición entre la pared curva de 38° y área casi plana.
3	Pieza E2 (calentamiento C4, conformado T4, enfriamiento E2). Zona en esquina de la pieza con ángulo de pared de 35-38°.
4	Pieza E2 (calentamiento C4, conformado T4, enfriamiento E2). Zona inferior casi plana.
5	Pieza E2 (calentamiento C4, conformado T4, enfriamiento E2). Área sin deformación (zona fuera de la geometría CAD sin contacto con la herramienta).

La ubicación de las muestras (Ref 1 – 5) se ha definido de esa manera con el objetivo de analizar los diferentes estados de deformación generados a lo largo de la pieza, asociados a los diferentes rasgos geométricos representados en la Tabla III-23-a.

Además, se han realizado mediciones de dureza Vickers en el núcleo de las 6 referencias analizadas mediante observación microscópica. Las durezas se han medido en dos secciones diferentes (T y L) de cada referencia, siendo:

- T: sección perpendicular a la dirección de avance de la herramienta (mediciones en la dirección de avance de la herramienta).
- L: sección perpendicular a T y alineada con la dirección de avance de la herramienta (mediciones en la dirección del “step down”).

En la Figura III-60 se muestra de manera esquemática las posiciones de las secciones T y L en cada una de las referencias, la dirección de laminación en la pieza, de la que se han extraído las referencia 1 – 5, y la referencia 0 (de chapa de Ti-6Al-4V en estado inicial).

### Microestructura

Tal y como muestra la Figura III-61, en todas las referencias la microestructura está compuesta de granos elongados de fase alfa (blanco) y fase beta intergranular (gris).

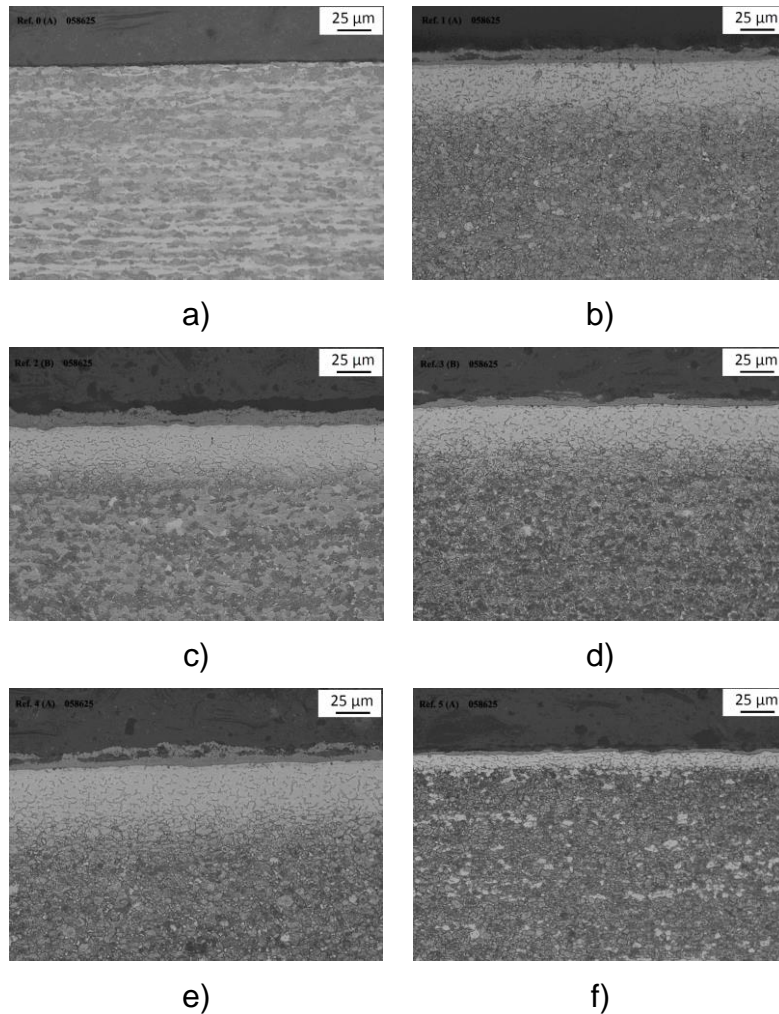


Figura III-61. Microestructura del Ti-6Al-4V: a) Estado inicial / b) Ref.1, c) Ref.2, d) Ref.3, e) Ref.4 y f) Ref.5 extraídas de pieza E2 (400x magn.).

Las zonas con diferentes niveles de deformación, así como las que han alcanzado temperaturas de proceso variadas, no muestran diferencias significativas en la forma de grano. En cuanto al nivel de deformación, la Ref. 3 (zona en esquina de la pieza con ángulo de pared de 35-38°) muestra el más alto, mientras que con las Ref. 1 y Ref. 4 sucede lo contrario debido a el ángulo de pared bajo y un área casi plana respectivamente. Las referencias 2 y 4 se encuentran en las ubicaciones más profundas de la pieza, más cerca de las

resistencias del horno, y debido a esto han sufrido los niveles de temperatura más altos. La Ref. 5, extraída de una zona cercana a la zona de amarre (zona sin deformación) y donde el nivel de temperatura alcanzado es el más bajo, muestra una microestructura equiaxial que reafirma los resultados obtenidos con la geometría piramidal.

#### Microgrietas y capa de oxidación

Las microgrietas y la capa de oxidación se han analizado tanto en la superficie interior como exterior de cada muestra, considerándose:


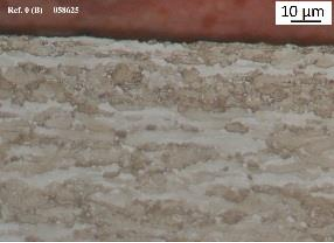






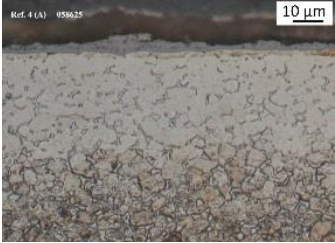

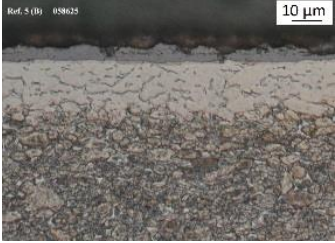
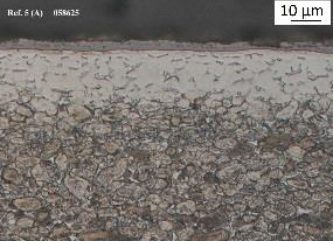
- Superficie interior: superficie en contacto con la herramienta donde se ha aplicado lubricante.
- Superficie exterior: superficie orientada hacia el horno donde no se ha aplicado lubricante.

La Tabla III-30 muestra las micrografías ópticas de las muestras estudiadas correspondientes a zonas próximas a las superficies interna y externa de la chapa. Esta tabla también muestra los valores de espesor de la capa oxidada en cada zona de evaluación.

Las micrografías muestran que la ausencia de microgrietas es generalizada en todas las zonas observadas. Estos resultados, comparados con los obtenidos con la geometría piramidal, muestran que reduciendo el ángulo de pared la presencia de microgrietas también disminuye debido a la menor deformación generada. La geometría piramidal contaba con un ángulo de pared constante de  $55^\circ$  mientras que la geometría actual tiene un ángulo de pared máximo de  $38^\circ$ .

En cuanto a la capa de oxidación, con base en la observación microscópica y las mediciones realizadas, no existen diferencias significativas entre los valores de las muestras correspondientes a zonas deformadas de la pieza (Ref. 1 a Ref. 4). De hecho, como mostraba la Figura III-33, la diferencia de temperaturas entre un punto en la zona superior (punto 1) y punto en la zona inferior (1') de la pieza durante la etapa de conformado (zonas representativas de la ubicación de las muestras 1 – 4) no es significativa ( $20 - 25^\circ\text{C}$ ). La capa oxidada en la Ref. 5 es menor ya que corresponde a una zona fuera de la geometría objetivo y cercana al sistema de amarre donde la temperatura disminuye considerablemente como indicaba la Figura III-28. Además, en todos los casos los valores en ambas caras (interior y exterior) son muy similares debido al procedimiento de enfriamiento empleado (E2) que conduce a una drástica minimización del gradiente de temperatura entre la cara interior y exterior de la pieza como mostraba la Figura III-38 (E2 vs E1). Por lo tanto, aplicar lubricante o no en la chapa no parece influir en los resultados.

Tabla III-30. Micrografía óptica de muestras de Ti-6Al-4V y su evolución de capa de oxidación.  
 a) Superficie interior y b) Superficie exterior.

<b>Micrografía óptica y valor medio de espesor de capa de oxidación (<math>\mu\text{m}</math>)</b>			
<b>Ref</b>	<b>a) Interior</b>	<b>b) Exterior</b>	<b>Media</b>
0			-
1	 36	 34	35
2	 37	 39	38
3	 38	 34	36
4	 38	 42	40
5	 12	 16	14

Dureza

La siguiente tabla muestra los resultados de las mediciones de dureza Vickers realizadas en el centro de las secciones T y L de cada referencia (0 a 5) mostrada en la Figura III-60. Los valores promedio de las mediciones se presentan también en la tabla.

*Tabla III-31. Resultados y valores medios de las mediciones de dureza Vickers de las referencias 0 a 5 en secciones T y L.*

<b>Referencias</b>											
<b>0</b>		<b>1</b>		<b>2</b>		<b>3</b>		<b>4</b>		<b>5</b>	
T	L	T	L	T	L	T	L	T	L	T	L
322	349	335	321	321	320	319	323	318	324	323	324
323	343	329	317	321	313	325	314	326	325	320	339
323	339	321	321	328	320	316	319	329	313	320	331
<b>Valores medios</b>											
323	344	328	320	323	318	320	319	324	321	321	331

Los valores obtenidos en las secciones perpendiculares al avance de la herramienta (T) son ligeramente superiores en todas las secciones afectadas por el paso de la herramienta (Ref. 1 – Ref. 4), debido al estiramiento del grano a lo largo de la dirección de avance de la herramienta. Por el contrario, la Ref. 0 (material en estado inicial) y la Ref. 5 muestran valores mayores en la sección L que en la T, siendo los valores de L los asociados con la sección perpendicular a la dirección de laminación en el caso de la Ref. 0. Sin embargo, en el caso de la Ref. 5, la diferencia entre las secciones L y T no es considerable y sugiere que se produce un ligero reblandecimiento del material debido a las altas temperaturas del proceso.

En todas las áreas estudiadas de la pieza procesada (Ref. 1 - Ref. 5) la microdureza no varía significativamente, solo ligeramente (diferencia máxima de 13 HV entre todas las mediciones), y puede considerarse bastante homogénea en toda la pieza, al contrario de lo que sucede en el estudio de Najafabady y Ghaei [Najafabady, 2016] donde se utiliza un calentamiento eléctrico, dinámico local, y en consecuencia, la dureza en la pieza analizada aumenta considerablemente a lo largo de la profundidad (ver Figura II-33). En el presente trabajo, el comportamiento homogéneo de la microdureza va en concordancia con los resultados de microestructura mostrados anteriormente, donde no se observa una morfología de grano significativamente diferente entre las zonas estudiadas.

### 5.3 Análisis de las desviaciones geométricas derivadas de las tensiones residuales en la pieza

En este subapartado se realiza una evaluación sobre las desviaciones geométricas derivadas de operaciones de recorte en las piezas de Ti-6Al-4V. Con las condiciones de temperatura que se obtienen empleando la configuración descrita (elevadas temperaturas de trabajo y distribución de temperaturas homogénea en la pieza) se espera que las desviaciones asociadas a la liberación de tensiones residuales a lo largo de la geometría conformada, tras una operación de recorte, sean bajas en comparación con las que se podrían esperar con un calentamiento dinámico puntual de la chapa, ya que, generalmente, los procesos de calentamiento selectivos son fuente de gradientes elevados de temperatura y consecuentemente de tensiones térmicas en las piezas procesadas [Dufloy, 2007].

Para realizar un primer análisis cualitativo del efecto de las tensiones residuales, se ha cortado por la mitad una pieza fabricada con la condición de proceso 2 de la Tabla III-14 ( $T_{\text{horno}} = 900 \text{ }^{\circ}\text{C}$ ) como se representa en la Figura III-62. Visualmente se puede concluir que, tras la operación de corte, las dos mitades de la pieza no han sufrido deformación y esto sugiere que el efecto de las tensiones residuales acumuladas en la pieza es poco significativo con las condiciones de temperatura empleadas.

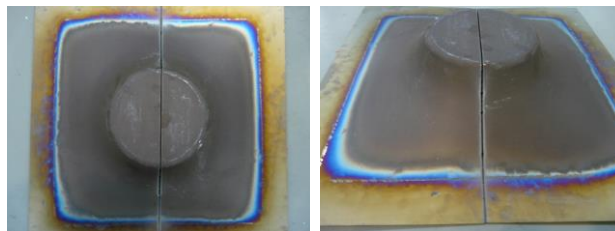


Figura III-62. Corte recto en pieza de Ti-6Al-4V fabricada con  $900 \text{ }^{\circ}\text{C}$  en el horno.

Sin embargo, este efecto depende de la temperatura como deja ver la Figura III-63. En ella se observa el estado de tres muestras iguales extraídas (recortadas) de tres piezas de Ti-6Al-4V fabricadas (espesor de chapa inicial de 1 mm) con tres temperaturas de horno diferentes ( $750 \text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $850 \text{ }^{\circ}\text{C}$  y  $900 \text{ }^{\circ}\text{C}$ ).

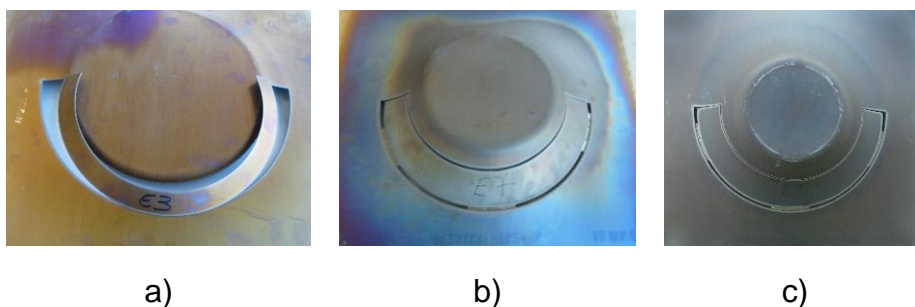


Figura III-63. Recorte de muestras en piezas fabricadas con temperatura de horno de: a)  $750 \text{ }^{\circ}\text{C}$ , b)  $850 \text{ }^{\circ}\text{C}$  y c)  $900 \text{ }^{\circ}\text{C}$ .



El análisis cualitativo de las muestras indica que, con el aumento de la temperatura, las tensiones residuales se minimizan significativamente. Así, al recortar la pieza, visualmente no se detectan desviaciones tal y como ocurría con la pieza de la Figura III-62. Sin embargo, al reducir la temperatura de trabajo (horno a 750 °C) las desviaciones, después de la operación de recorte, son muy claras visualmente y están asociadas a una significativa liberación de tensiones residuales.

Este aspecto se confirma con los resultados de la siguiente figura que muestran mediciones de tensiones residuales realizadas en dos de las piezas de la Figura III-63 (a y b). Las mediciones se han llevado a cabo en las instalaciones del TWI [TWI, 2020] mediante la técnica de “Hole drilling” y siguiendo el esquema de la Figura III-64-a, tanto en dirección axial como circunferencial. Las mediciones se representan en la la Figura III-64-b (horno 750 °C) y Figura III-64-c (horno 850 °C). Las imágenes muestran que la magnitud de las tensiones residuales disminuye claramente con el aumento de la temperatura. En concreto, el valor máximo se reduce de 370 N/mm<sup>2</sup> a 55 N/mm<sup>2</sup> aproximadamente.

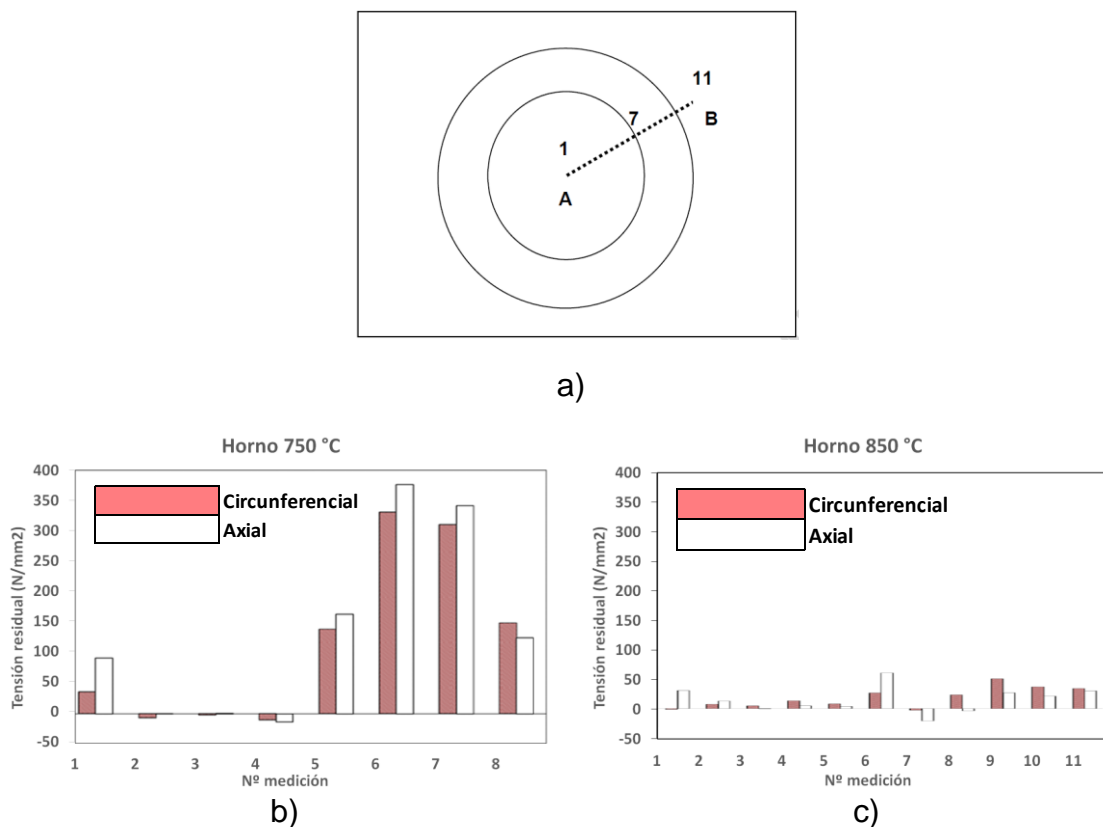


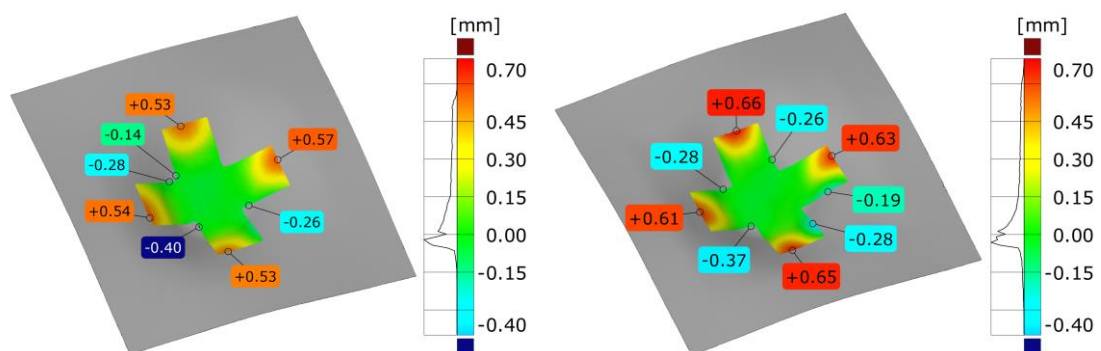
Figura III-64. Tensiones residuales: a) Esquema de las mediciones realizadas; b) Mediciones en pieza fabricada con  $T_{\text{horno}} = 750 \text{ °C}$  /  $T_{\text{chapa}} = 400 \text{ °C}$ ; c) Mediciones en pieza fabricada con  $T_{\text{horno}} = 850 \text{ °C}$  /  $T_{\text{chapa}} = 480 \text{ °C}$ .

Finalmente, para completar el análisis sobre las tensiones residuales, se han extraídos dos muestras en forma de cruz de las dos piezas fabricadas (E1 y E2) para analizar el efecto del tipo de enfriamiento aplicado en el subapartado 3.4. Las muestras obtenidas se observan en la Figura III-65 tras ser recortadas por medio de una máquina de corte por chorro de agua con abrasivo.



Figura III-65. Muestras en forma de cruz extraídas de piezas fabricadas para analizar el efecto del tipo de enfriamiento: a) E1 y b) E2.

Las tensiones residuales finales acumuladas en las dos piezas, tras soltarlas del amarre, se pueden considerar casi idénticas, como muestra la Figura III-66. De hecho, las dos muestras recortadas muestran un patrón de desviaciones idéntico con respecto a su pieza referencia. En general, las desviaciones tras el recorte de las muestras se pueden considerar muy bajas ya que los valores máximos quedan delimitados a zonas adyacentes a la trayectoria de corte lo que pone de manifiesto la efectividad de las altas temperaturas de proceso para minimizar las tensiones residuales a lo largo de toda el área conformada.



Pieza	Max+ [mm]	Max - [mm]	Media + [mm]	Media - [mm]
Muestra E1	0,573	-0,403	0,194	-0,030
Muestra E2	0,663	-0,371	0,196	-0,041

Figura III-66. Mapas de desviaciones y tabla de resultados de muestras recortadas con forma de cruz / Ajuste entre muestra y pieza E1 (izq) y pieza E2 (dcha).

## 6 Resumen y conclusiones

En primer lugar, se han realizado ensayos para caracterizar el proceso SPIF de Ti-6Al-4V en caliente que han permitido determinar la influencia de los principales parámetros de proceso sobre la formabilidad del material. Así, mientras la temperatura y el paso de la herramienta (step down) son parámetros significativos, en el rango de interés analizado, la velocidad de avance no lo es. En este sentido, la formabilidad del Ti-6Al-4V aumenta elevando la temperatura y disminuyendo el paso. Se ha determinado que el ángulo de pared máximo admisible del material es de  $55^\circ$ , obtenido haciendo uso de la combinación de parámetros óptima ( $f = 1000$  mm/min,  $p = 0,5$  mm,  $T_{\text{horno}} = 900$  °C) que conduce al mayor grado de formabilidad. En cuanto a la temperatura, se ha confirmado la viabilidad de conformar el Ti-6Al-4V por debajo del régimen superplástico, donde se requiere de temperaturas muy elevadas (900 °C habitualmente) durante un tiempo elevado con el consecuente coste energético, y se ha determinado que, sin entrar en ese régimen, valores por encima de 650 °C en la chapa parecen los más adecuados desde el punto de vista de la formabilidad.

En segundo lugar, el estudio sobre los ciclos de temperatura ha permitido identificar el procedimiento de calentamiento óptimo de la chapa, la temperatura de conformado adecuada para maximizar la precisión geométrica y el procedimiento de enfriamiento óptimo de la pieza. La Tabla III-32 muestra las principales conclusiones de este estudio.

Tabla III-32. Conclusiones principales sobre los ciclos de temperatura óptimos para la fabricación de piezas de Ti-6Al-4V mediante la tecnología SPIF.

<b>Ciclos de temperatura para conformar piezas de Ti-6Al-4V</b>	
Procedimiento de calentamiento de la chapa	<p>Óptimo: Lento, aplicando saltos térmicos pequeños (C4).</p> <p>Aplicando el procedimiento de calentamiento óptimo, mejora la homogeneidad de la distribución de temperatura y se minimizan las desviaciones en la chapa.</p> <p>La distribución de temperatura en la zona central de la chapa es muy homogénea, pero en los extremos la temperatura se reduce drásticamente por la influencia de la zona de amarre que cuenta con una capacidad de calentamiento limitada por restricciones de espacio.</p>
Temperatura de trabajo	<p>Se requieren temperaturas por encima de 500 °C en la chapa para poder fabricar satisfactoriamente una geometría tipo sin llegar a la rotura. Por encima de esa temperatura se producen transformaciones microestructurales más rápidas en el material.</p> <p>Un aumento de la temperatura tiene un efecto positivo general en la mejora de la precisión geométrica de las piezas.</p> <p>Sin embargo, las desviaciones negativas por sobredeformación, principalmente relacionadas con la flexión de la chapa alrededor del área perimetral, son muy elevadas e inevitables a pesar de aumentar la temperatura y minimizan significativamente la precisión geométrica.</p> <p>En el rango analizado, los mejores resultados de precisión geométrica se obtienen con 660 - 680 °C en la chapa.</p>
Procedimiento de enfriamiento de la pieza	<p>Se recomienda aplicar un enfriamiento controlado con un tratamiento de alivio de tensiones intermedio. De esta manera, se reduce el springback global que se produce al soltar la pieza del sistema de amarre.</p> <p>Sin embargo, los resultados globales de precisión geométrica se ven influenciados negativamente por la flexión de la chapa que hace que las desviaciones por sobredeformación en esa zona sean muy elevadas.</p>

En tercer lugar, se ha visto que la introducción de una superficie “addendum” al diseño de la geometría original es una posible solución para evitar las desviaciones que se producen en el perímetro de la pieza por el efecto de la flexión. En este sentido, se ha verificado que tanto la distribución de los espesores como la evolución del valor promedio de la fuerza contienen información muy útil para determinar la profundidad de la superficie “addendum”.

Finalmente, la Tabla III-33 resume las principales conclusiones obtenidas de la evaluación de las propiedades post-conformado de piezas de Ti-6Al-4V fabricadas por SPIF en caliente.

Tabla III-33. Principales conclusiones sobre la evaluación del material post-conformado.

**Evaluación de propiedades del material post-conformado****Acabado superficial**Rugosidad

Diferencias pequeñas entre las dos caras de la pieza y respecto a la chapa en su estado inicial. Además, no se observa un efecto claro ni del paso de herramienta ni de la temperatura.

**Análisis metalográfico**Microestructura

Zonas sin deformación: Granos de fase alfa equiaxiales con fase beta intergranular.

Zonas con deformación: Granos más elongados en zonas con estado de deformación uniaxial (paredes planas) que en las esquinas. Refinamiento de grano con la profundidad de la pared.

Capa de oxidación y microgrietas

Debido a las elevadas temperaturas de proceso se crea una capa de oxidación tanto en la cara interior como en la exterior de la pieza (valores de 35 - 40  $\mu\text{m}$  como máximo cuando se realiza la etapa de enfriamiento con manta térmica).

Por su parte, la aparición de microgrietas depende del nivel de deformación aplicado. Así, no se detectan microgrietas en la pieza asimétrica que cuenta con un ángulo de pared máximo de 38° pero si en las zonas deformadas de la pieza piramidal de 55°. En cualquier caso, estas microgrietas no sobrepasan en ningún caso la capa de oxidación.

Microdureza

Material base: 323 – 344 HV.

Pieza conformada: resultados homogéneos a lo largo de la pieza (318 – 331 HV), siendo los valores de microdureza ligeramente más elevados en las secciones perpendiculares al avance de la herramienta.

**Ensayos de tracción**

La resistencia del material es ligeramente menor después de la operación de SPIF en comparación con los resultados obtenidos con el material base a temperatura ambiente (Rm: 930 – 990 MPa vs 1000 - 1100 MPa aproximadamente).

La resistencia es ligeramente más baja en la zona deformada que en la zona sin deformación del fondo de la pieza. Además, los valores de resistencia más bajos corresponden al área más cercana al sistema de amarre debido a los diferentes estados de deformación sobre esta área que está dominada por la flexión en lugar de cortadura.

La resistencia a lo largo de la dirección de avance de la herramienta muestra un descenso (6 – 8 % aproximadamente) de los valores en áreas pertenecientes a las esquinas de la pieza. Esto parece producirse debido a la diferencia en los campos de deformación generados.

**Desviaciones derivadas de tensiones residuales**

Utilizar una temperatura de trabajo elevada (horno a 900 °C) y homogénea en toda la chapa es efectivo para minimizar las desviaciones asociadas a las tensiones residuales de origen mecánico inducidas por la deformación local en la pieza y, en consecuencia, para evitar las desviaciones que se producen con temperaturas más bajas o calentamientos puntuales al cortar la pieza. El tratamiento de alivio de tensiones y el posterior enfriamiento controlado contribuyen igualmente a reducir las desviaciones asociadas a las tensiones residuales.



---

**CAPÍTULO IV. DESARROLLO DE UNA  
HERRAMIENTA DE CONFORMADO Y DE UN  
SISTEMA DE CONTROL DE LA  
TEMPERATURA**

---





# CAPÍTULO IV: DESARROLLO DE UNA HERRAMIENTA DE CONFORMADO Y DE UN SISTEMA DE CONTROL DE LA TEMPERATURA

## 1 Desarrollo de una herramienta para deformar Ti-6Al-4V en caliente

### 1.1 Introducción

Tal y como se comentaba en el subapartado 2.3.1 del Capítulo II sobre el estado del arte, generalmente en AISF la herramienta más utilizada es de tipo punzón hecha de acero de herramienta. Sin embargo, este tipo de herramienta no es adecuado para deformar titanio por las condiciones de deslizamiento que se generan entre herramienta y chapa que se traducen en más rozamiento y mayores esfuerzos. En este sentido, el titanio tiende a reaccionar fácilmente con otros metales produciéndose el denominado efecto “galling” que es una forma de desgaste causada por la adhesión entre superficies deslizantes debida a la excesiva fricción entre ellas. El “galling” se acentúa además a temperaturas elevadas y es perjudicial tanto desde el punto de vista de la calidad superficial obtenida en la pieza como de la integridad de la propia herramienta como muestra la Figura IV-1.



Figura IV-1. Empleo de herramienta tipo punzón metálica en SPIF de Ti-6Al-4V en caliente: a) Calidad superficial de una pieza obtenida por Fan et al. [Fan, 2010] y b) Desgaste de la herramienta utilizada por Göttman et al. [Göttmann, 2011].

Para evitar este efecto, por tanto, la mejor opción es el empleo de herramientas tipo rueda que aseguren condiciones de rodadura entre la cabeza de la herramienta y la chapa evitando el rozamiento. Para deformar Ti-6Al-4V, además, es recomendable fabricar la rueda de un material cerámico, más inerte, ya que es necesario emplear temperaturas elevadas.

En este apartado se presenta una nueva herramienta tipo rueda de material cerámico. Se trata de un diseño propio desarrollado a partir del conocimiento adquirido con el empleo previo de una herramienta comercial de Inter-Méca.

## 1.2 Motivación del desarrollo

La ejecución de las tareas de SPIF en caliente descritas en el Capítulo III ha permitido detectar varios problemas relacionados con el funcionamiento de la herramienta tipo rueda comercial empleada para conformar las piezas de estudio. Este hecho ha puesto de manifiesto la necesidad de mejorar el diseño de la herramienta para hacer frente a los problemas detectados y ha motivado el desarrollo de una nueva herramienta tipo rueda.

### 1.2.1 Diseño de la herramienta de partida

Para el desarrollo de la nueva herramienta se ha utilizado como punto de partida el diseño de la herramienta utilizada en los ensayos del Capítulo III. Se trata de una herramienta comercial diseñada y fabricada por INTER-MÉCA [INTER-MÉCA, 2020] y sus características geométricas se muestran en la Figura IV-2.

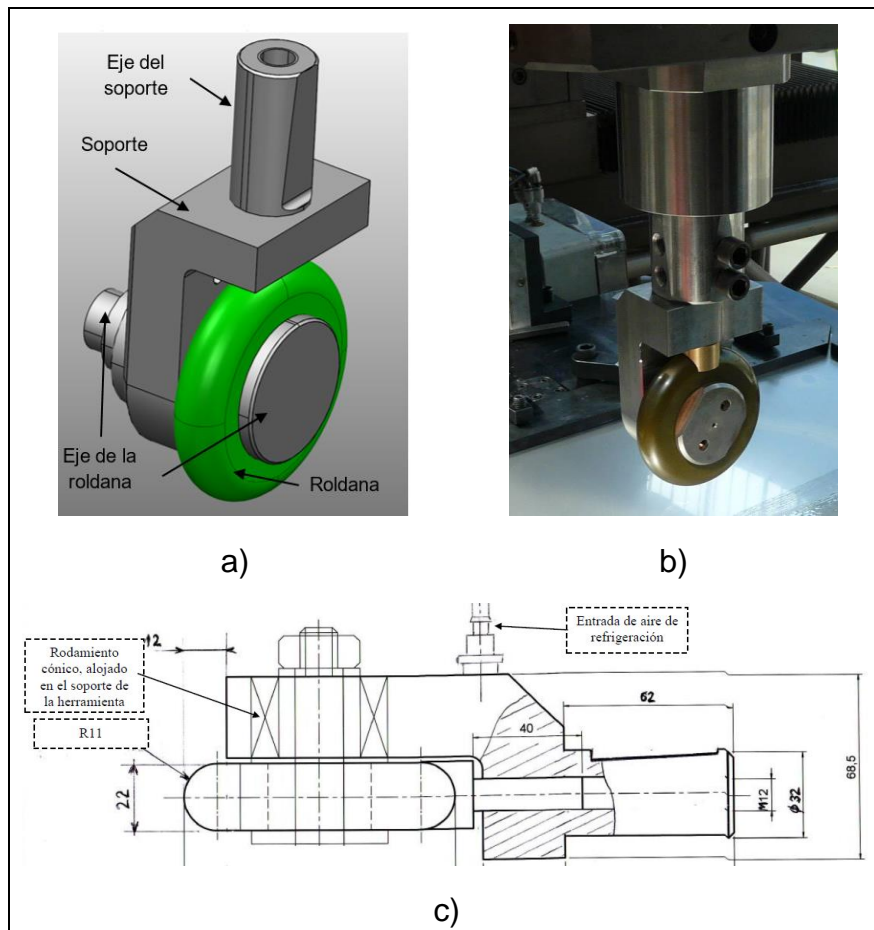


Figura IV-2. Herramienta comercial tipo rueda de INTER-MÉCA: a) Representación 3D, b) Herramienta acoplada a cabezal de máquina y c) Representación 2D.

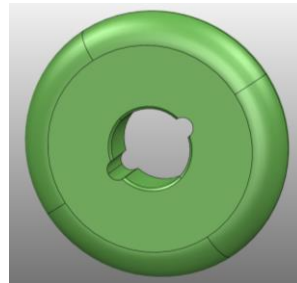
El elemento para conformar la chapa es una rueda cerámica (ver Tabla IV-1) de 100 mm de diámetro exterior con perfil semiesférico de 22 mm diámetro. La rueda cuenta con dos entallas que sirven para alojar dos pasadores que la sujetan a un eje horizontal. Este eje a su vez se acopla a un soporte asimétrico

por medio de un rodamiento cónico (32305 A) que permite el giro de la rueda y transmite los esfuerzos del proceso. El soporte cuenta, además, con un circuito interno de aire que desemboca en el alojamiento del rodamiento con el objetivo de refrigerar la zona.

Tabla IV-1. Especificaciones técnicas de rueda cerámica de Inter-Méca.

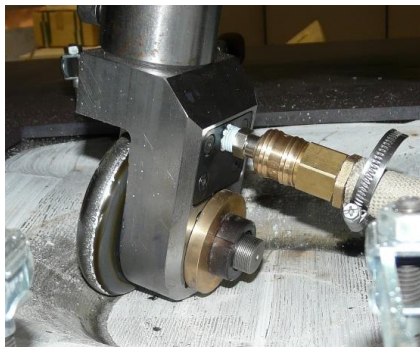
Ref.	Céramique IMCT® de Inter-Méca
Dimensiones	Diámetro 100 mm y radio de sección 11 mm
Resistencia al choque térmico	De TA a 1200 °C
Densidad	3,30 g/cm <sup>3</sup>
Dureza	93,4 HRA
Resistencia a la ruptura transversal	1100 MPa
Resistencia a compresión	3000 MPa
Módulo de Young	300 GPa
Conductividad térmica	15 W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>
Coef. expansión térmica (20-400 °C)	3.0 10 <sup>-6</sup> K <sup>-1</sup>

Diseño de la rueda

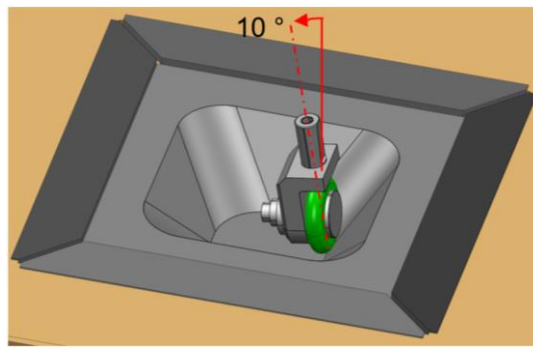


### 1.2.2 Limitaciones y fallos detectados con la herramienta de partida

Por un lado, la Figura IV-3 representa como debe ser la orientación de la herramienta durante la etapa de conformado.



a)



b)

Figura IV-3. Herramienta comercial tipo rueda durante: a) Fabricación real; b) Simulación 3D.

De las imágenes se desprende que la accesibilidad es muy limitada ya que, por un lado, para evitar colisiones con las paredes de la pieza, el soporte siempre debe quedar orientado hacia el interior de la pieza. Por otro lado, la inclinación que se le puede dar a la herramienta para mejorar las condiciones de rodadura también es muy limitada (hasta 10° respecto a la vertical) para evitar también que el soporte colisione con el fondo de la pieza.

Por otra parte, durante el periodo de ejecución de los ensayos de SPIF en caliente mencionados se han producido tres roturas de rueda cerámica como se describe a continuación.

- Rotura 1: se produce durante la fabricación de la geometría de ángulo de pared variable representada en la Figura III-13 bajo las condiciones de ensayo 4 de la Tabla III-14. En el momento de la rotura la herramienta se encontraba conformando el último tramo de pieza, es decir, el de mayor ángulo de pared ( $70^\circ$ ).
- Roturas 2 y 3: se detectan durante la fabricación de las pirámides P2 y P4 de ángulo de pared constante de  $55^\circ$  de la Tabla III-28-a a profundidades de 95 y 90 mm respectivamente.

La Figura IV-4-a muestra como ejemplo el estado de la rueda cerámica justo después de una de las roturas.

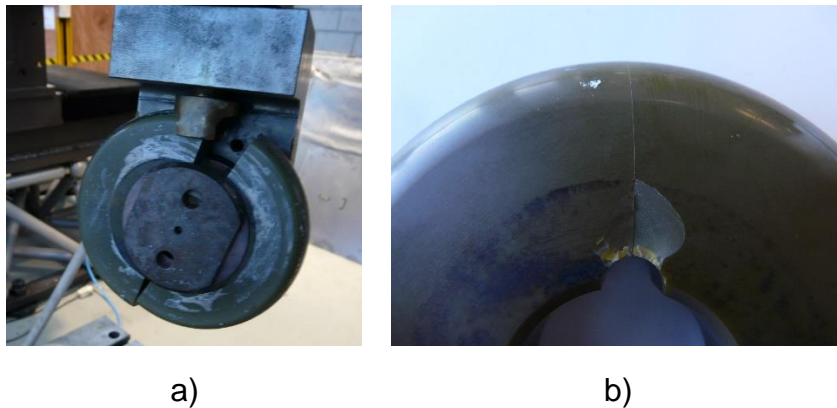


Figura IV-4. Rotura de rueda cerámica: a) Estado de herramienta justo después de la rotura; b) Localización de la rotura en la rueda cerámica.

Es importante destacar que los tres casos de rotura han tenido los siguientes elementos en común:

1. La rotura se produce en ensayos con la misma combinación de parámetros ( $T_{\text{horno}} = 900 \text{ }^\circ\text{C}$  /  $p = 0,5 \text{ mm}$  /  $f = 1000 \text{ mm/min}$ ).
2. Tras la rotura existen dificultades o directamente no es posible extraer manualmente el rodamiento cónico del eje debido a la dilatación que sufre este.
3. La rotura se produce por las zonas donde se localizan las entallas y se propaga radialmente como se muestra en la Figura IV-4-b. Se detecta también un desconchado en la zona de las entallas en la cara de la rueda contraria al soporte, es decir, en la cara más cercana a las paredes de la pieza.

### 1.2.3 Análisis de fallo

En el presente subapartado se realiza un análisis sobre las causas que han conducido a la rotura de las tres ruedas cerámicas para lo que se han

identificado inicialmente los siguientes factores como posibles causas de fallo: i) Choque térmico, ii) Cargas mecánicas; iii) Condiciones de temperatura de trabajo; iv) Diseño de la herramienta (soporte y rueda cerámica).

La Tabla IV-2 recoge los datos que se han tenido en cuenta para realizar el análisis donde se especifican la geometría y las condiciones de proceso con las que se ha producido la rotura, el tipo de rotura y la profundidad, ángulo de pared y fuerza máxima registrada por la célula de carga integrada en el cabezal de la máquina en el momento de la rotura. También se indica el número de piezas fabricadas con cada rueda antes de producirse la rotura, tanto con las condiciones de rotura como con otras condiciones.

Tabla IV-2. Datos en el momento de la rotura de las ruedas cerámicas.

Rotura	1	2	3
<b>Geometría conformada</b>	Pieza con ángulo de pared variable (Figura III-13)	Pirámide de 55° (P2, Tabla III-28)	Pirámide de 55° (P4, Tabla III-28)
<b>Condiciones de proceso</b>	Máx formabilidad <sup>1</sup>	Máx formabilidad <sup>1</sup>	Máx formabilidad <sup>1</sup>
<b>Tipo de rotura</b>	Fractura durante el ensayo	Fractura durante el ensayo	Detección de fisura después del ensayo
<b>Profundidad (mm)</b>	65 - 70	95	90
<b>Ángulo de pared (°)</b>	70	55	55
<b>Fuerza máx. célula máquina (kN)</b>	9,5	4 en paredes planas / 11 en esquinas de R50	4 en paredes planas / 7 en esquinas de R60
<b>N.º de piezas fabricadas con condiciones de rotura<sup>2</sup></b>	3	1	2
<b>N.º de piezas fabricadas con otras condiciones<sup>3</sup></b>	23	1	1

En primer lugar, no parece probable que las roturas se hayan producido por choque térmico en la cerámica ya que se han respetado las indicaciones del fabricante (ver Tabla IV-1) y, además, se han producido en una fase de conformado muy avanzada en todos los casos cuando se habían superado las 2 horas de trabajo (profundidad de pieza en la rotura 65 - 95 mm).

En segundo lugar, se descarta que se haya superado la capacidad de carga de la cerámica ya que las fuerzas máximas registradas en los ensayos en los que se ha producido la rotura son significativamente más bajas a las registradas en el resto de los ensayos donde la formabilidad del material era menor y por lo

<sup>1</sup> T horno = 900 °C (T Chapa > 650 °C), f = 1000 mm/min, p = 0,5 mm.

<sup>2</sup> N.º de piezas fabricadas con las condiciones de rotura incluido el ensayo donde se produce la rotura.

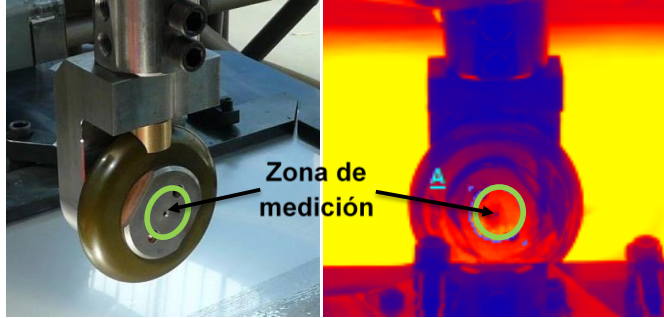
<sup>3</sup> N.º de piezas fabricadas satisfactoriamente con condiciones diferentes a las de la rotura de la rueda donde la profundidad de las piezas conformadas es siempre menor a 70 mm.

tanto la fuerza necesaria para deformar el material mayor. En este sentido, durante las iteraciones realizadas con las condiciones de ensayo 3 de la Tabla III-14 se han registrado fuerzas de hasta 12 kN y de hasta 13 kN con las condiciones de ensayo 5 sin producirse rotura de la rueda.

Por lo tanto, estos datos permiten deducir que la causa de la rotura es la misma en los tres casos y como se describe a continuación, está relacionada con el efecto combinado de las elevadas temperaturas de trabajo y el inadecuado diseño de la herramienta.

En los ensayos en los que existe rotura, esta se produce siempre bajo las mismas condiciones de proceso porque el grado de formabilidad del Ti-6Al-4V es mayor que con el resto de las condiciones de proceso analizadas y, por lo tanto, la profundidad de las piezas fabricadas es significativamente mayor. En este sentido, a medida que aumenta la etapa de conformado, el eje metálico horizontal de la herramienta va penetrando en la cavidad de la pieza deformada y, por lo tanto, se calienta progresivamente. El diseño del circuito de refrigeración incluido en el soporte de la herramienta es eficaz para refrigerar la zona donde se aloja el rodamiento cónico, pero no es adecuado para evitar que la temperatura en la zona del eje en contacto con la rueda cerámica aumente durante la etapa de conformado. Como ejemplo, la Tabla IV-3 muestra valores de temperatura en el eje, registrados con la cámara termográfica, durante la fabricación de la pieza T4 (ver Tabla III-23) conformada con las mismas condiciones de ensayo con las que se produce la rotura de la rueda cerámica.

*Tabla IV-3. Mediciones de temperatura en el eje a diferentes profundidades durante la fabricación de la pieza T4 con 900 °C en el horno.*

	Profundidad pieza (mm)	Temperatura eje (°C)
	10	363
	20	398
	30	437
	40	474

La Figura IV-5 representa un aumento lineal de la temperatura en el eje a medida que la herramienta penetra en la cavidad de la pieza y permite deducir que en los ensayos en los que se ha producido rotura de la rueda (profundidad de rotura entre 70 y 95 mm) se han alcanzado valores de entre 575 y 675 °C aproximadamente.

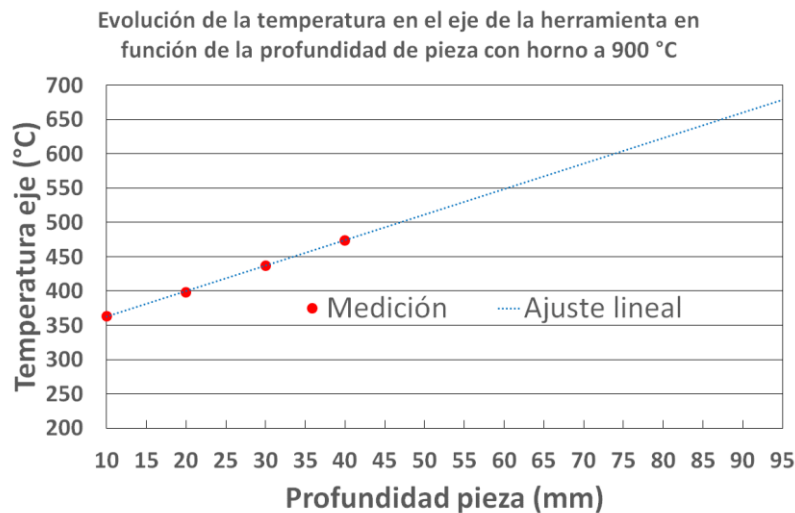


Figura IV-5. Evolución de la temperatura en el eje de la herramienta durante la fabricación de la pieza T4 (horno a 900 °C).

El calentamiento del eje provoca su dilatación durante la etapa de conformado afectando al modo en el que se transmiten los esfuerzos mecánicos por la herramienta que varía progresivamente hasta llegar a unas condiciones de rotura. Se puede concluir que la dilatación de los elementos metálicos (eje + pasadores) generan en la zona de las entallas de la rueda unos esfuerzos (concentración de tensiones tractivas) que la cerámica no es capaz de soportar, por lo que finalmente rompe.

No obstante, los datos de la Tabla IV-2 también permiten concluir que el momento de la rotura (profundidad) depende de las características geométricas de la pieza que está siendo conformada y por lo tanto de las condiciones relativas de contacto entre rueda y pieza ya que los esfuerzos generados son diferentes en cada caso. El diseño asimétrico de la herramienta tampoco parece beneficioso ya que impide la transmisión directa de las cargas radiales de la cerámica al eje del soporte.

En cualquier caso, los resultados ponen de manifiesto que superado un límite de temperatura siempre se producirá rotura de la rueda cerámica. Sin embargo, obtener una temperatura elevada en la chapa es deseable y necesario para poder conformar el Ti-6Al-4V de manera satisfactoria, por lo que se puede concluir que la herramienta comercial no es adecuada para conformar piezas de este material debido a su inadecuado diseño.

#### 1.2.4 Resumen de limitaciones y causas de fallo

Por un lado, el diseño asimétrico de la herramienta limita su accesibilidad respecto a la geometría de las piezas a conformar y la hace poco flexible ya que no es posible inclinarla más de  $10^{\circ}$ , respecto a la vertical, para mejorar las condiciones de rodadura.

Por otro lado, la herramienta no es adecuada desde un punto de vista estructural para utilizarla cuando se emplean temperaturas de trabajo elevadas como las que se recomiendan para conformar el Ti-6Al-4V ya que la rueda cerámica rompe. La Tabla IV-4 resume las causas de fallo analizadas y su influencia sobre la rotura de la rueda cerámica.

Tabla IV-4. Causas de fallo de la rueda cerámica analizadas.

Causa	Influencia	Motivo
<i>Choque térmico</i>	Poco probable	Se han respetado las indicaciones del fabricante (ver Tabla IV-1) y la rotura se produce en una fase de conformado muy avanzada (2-3 horas seguidas conformando).
<i>Cargas mecánicas</i>	Media	Las cargas mecánicas influyen en la rotura cuando la temperatura de trabajo es elevada ( $T_{\text{Chapa}} > 650 \text{ }^{\circ}\text{C}$ ). Con temperaturas más bajas la herramienta soporta correctamente fuerzas de proceso elevadas (hasta 13 kN).
<i>Temperatura de trabajo</i>	Alta	Cuanto mayor es la temperatura en el horno, y por lo tanto en la chapa, mayor es la profundidad de pieza conformada (formabilidad) y más se calientan las partes metálicas de la herramienta (mayor dilatación del eje de la rueda).
<i>Diseño del soporte</i>	Muy alta	El diseño asimétrico del soporte impide la transmisión directa de las cargas radiales de la cerámica al eje del soporte. Además, el diseño del sistema de refrigeración es ineficaz para refrigerar el eje de la rueda que se dilata progresivamente a medida que la herramienta penetra en la cavidad de la pieza conformada.
<i>Diseño de la rueda cerámica</i>	Muy alta	Las entallas para el alojamiento de los pasadores (zona de unión con el eje) actúan como concentradores de tensiones tractivas que la cerámica no es capaz de soportar.

### 1.3 Diseño de la nueva herramienta

#### 1.3.1 Requisitos de la herramienta

El análisis de limitaciones y de las causas de fallo realizado en el subapartado 1.2 ha servido para definir los requisitos que debe cumplir la herramienta desde el punto de vista del diseño:

- Se debe mejorar la accesibilidad y flexibilidad de la herramienta.
- El soporte de la rueda cerámica debe ser simétrico para mejorar la transmisión de cargas.
- Se debe garantizar una refrigeración continua de rodamientos y elementos metálicos en contacto con la rueda cerámica.



- Se debe evitar la generación de zonas de concentración de tensiones de tracción en la rueda cerámica.

### 1.3.2 Alternativas planteadas

Antes de alcanzar la solución de herramienta final se han analizado dos alternativas diferentes y se han evaluado las ventajas y desventajas de cada una de ellas. Las alternativas planteadas se han definido con el objetivo de cumplir los requisitos previamente establecidos y con base en los inputs recibidos de Airbus. Estas alternativas se representan de manera esquemática en la Figura IV-6.

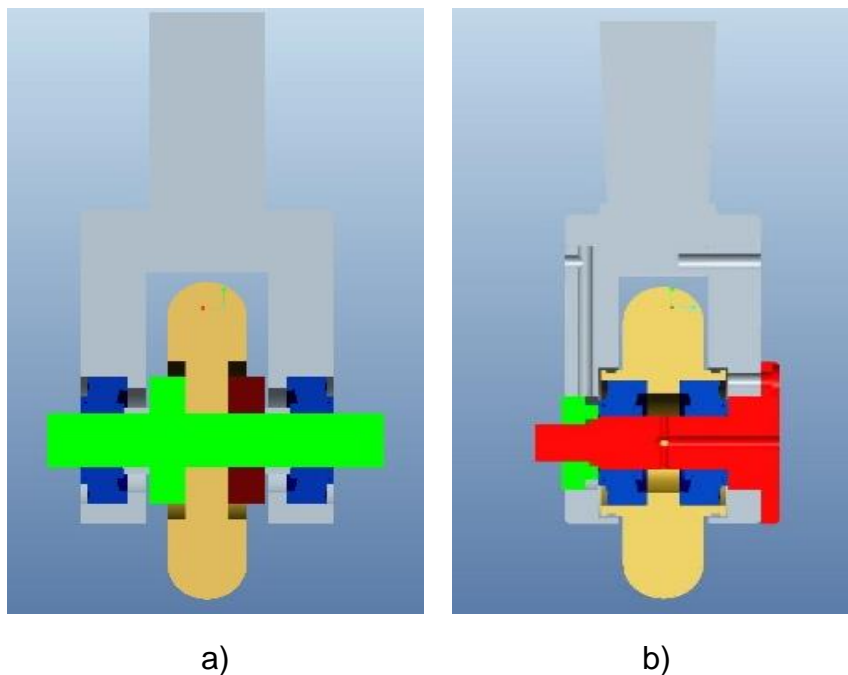


Figura IV-6. Representación esquemática de las alternativas de diseño de la nueva herramienta tipo rueda: a) Alternativa 1; b) Alternativa 2.

Ambas opciones presentan un soporte simétrico y dos rodamientos cónicos, pero mientras que en la alternativa 1 la pista de los rodamientos se sitúa en unos alojamientos en el soporte (como en la herramienta comercial, pero dos en lugar de uno), en la alternativa 2 se sitúan en unos alojamientos en la rueda. Además, en el primer caso la rueda y el eje horizontal forman un conjunto rígido que gira y transmite los esfuerzos al soporte a través de los rodamientos, mientras que en el segundo caso la rueda gira respecto al eje horizontal que es fijo y los rodamientos transmiten los esfuerzos al conjunto eje-soporte.

La Tabla IV-5 recoge las ventajas y desventajas de las dos alternativas planteadas.

Tabla IV-5. Ventajas y desventajas de las alternativas de diseño planteadas para la nueva herramienta tipo rueda.

Alternativa 1	Alternativa 2
<p style="text-align: center;"><b>VENTAJAS</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Diseño de rueda más simple y, por lo tanto, más barato.</li> <li>✓ Mayor zona de compresión en las caras de la rueda para transmitir las cargas.</li> </ul> <p style="text-align: center;"><b>DESVENTAJAS</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>× La herramienta es más ancha por lo que se pierde accesibilidad.</li> <li>× Rodamientos más alejados del eje central del soporte. Peor transmisión de cargas radiales.</li> <li>× Sistema de refrigeración de rodamientos y eje más complicado de fabricar. En este caso el eje giraría, por lo que no sería tan fácil introducir el aire por el propio eje horizontal como en la opción 2. Además, existe contacto entre el eje y la rueda cerámica, por lo que podría haber problemas si el eje metálico dilata debido a altas temperaturas.</li> <li>× Los rodamientos están más “desprotegidos” (más difíciles de sellar) porque están en los extremos de la herramienta. Así es más difícil aislarlos del calor y evitar fugas de aire por esas zonas.</li> </ul>	<p style="text-align: center;"><b>VENTAJAS</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Anchura de la herramienta menor. Mejora de la accesibilidad.</li> <li>✓ Rodamientos situados en alojamientos en las caras de la rueda y más cerca del eje central de la herramienta. Transmisión de cargas radiales más directa.</li> <li>✓ Sistema de refrigeración adecuado para la refrigeración conjunta de rodamientos y zona central de la rueda y eje. Refrigerando la zona central del eje se puede evitar su posible dilatación debido a altas temperaturas. Los rodamientos son los que están en contacto con la rueda y también se refrigeran.</li> </ul> <p style="text-align: center;"><b>DESVENTAJAS</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>× Diseño más complejo y caro de la rueda ya que los rodamientos van encajados en ella.</li> <li>× Menor zona de compresión en las caras de la rueda. Son los propios rodamientos los que actúan como elementos de compresión.</li> <li>× Montaje y desmontaje de pista de rodamientos más crítico.</li> </ul>

### 1.3.3 Solución final desarrollada

Teniendo en cuenta el análisis de ventajas y desventajas de la Tabla IV-5, finalmente se ha optado por desarrollar una solución similar a la alternativa 2 pero introduciendo ciertos elementos de mejora. La solución final se representa gráficamente en la Figura IV-7 mientras que la Tabla IV-6 recoge todos los elementos que componen la nueva herramienta.

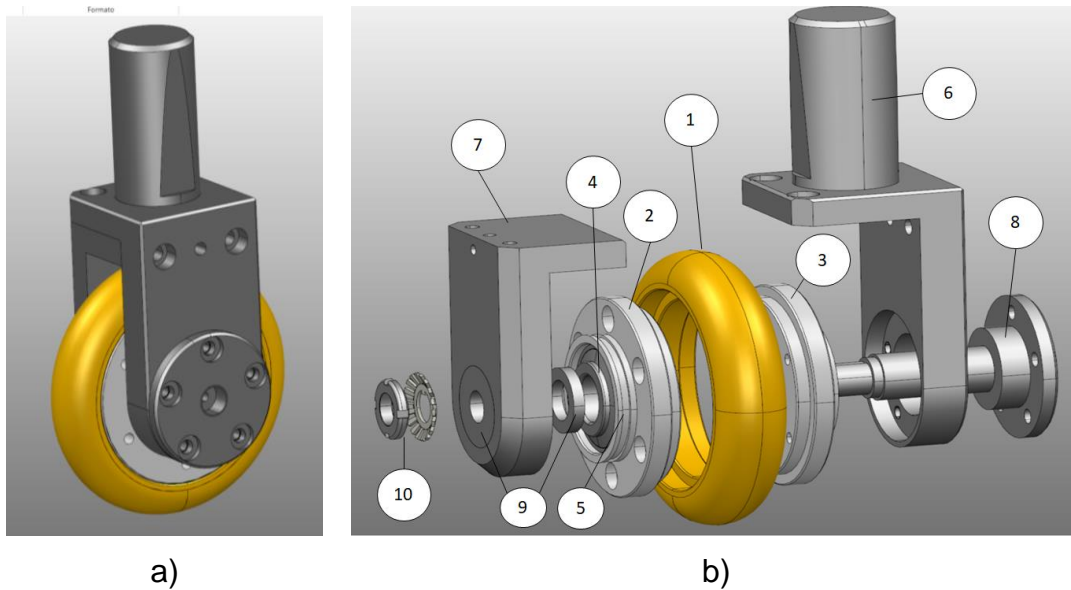


Figura IV-7. Nueva herramienta tipo rueda. a) Conjunto 3D de toda la herramienta y b) Despiece de elementos.

La principal diferencia respecto a la alternativa 2 consiste en que la solución final incluye dos apoyos metálicos que se utilizan para sujetar la rueda por compresión y al mismo tiempo para alojar los rodamientos. Así, la rueda cerámica y los dos apoyos metálicos forman un conjunto rígido tal y como se representa en la Figura IV-8. Por lo tanto, de esta manera se simplifica el diseño de la rueda cerámica (menor coste) y se facilita el montaje y desmontaje de la pista de los rodamientos.

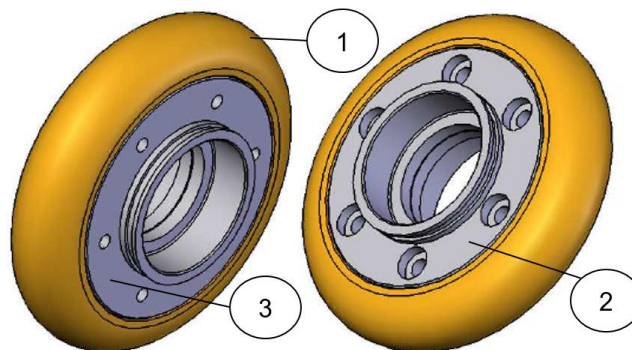

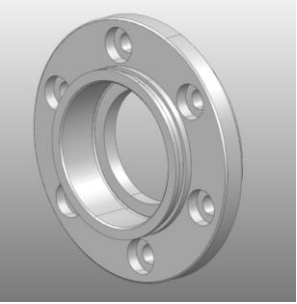
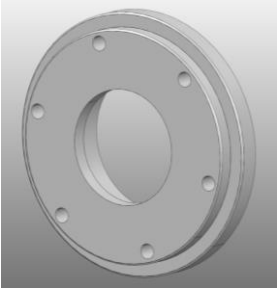


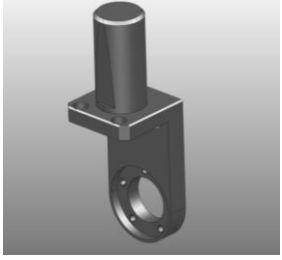
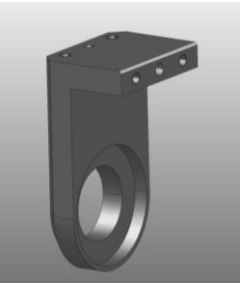
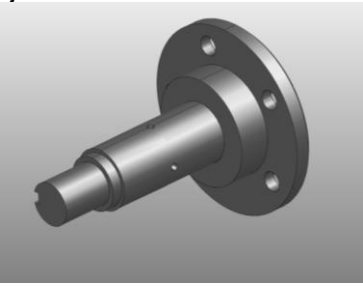
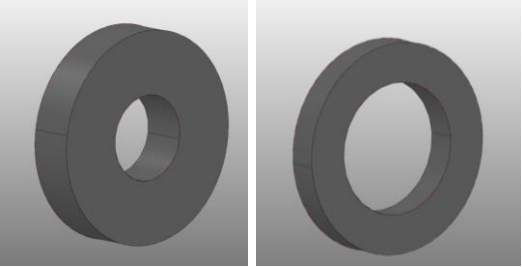
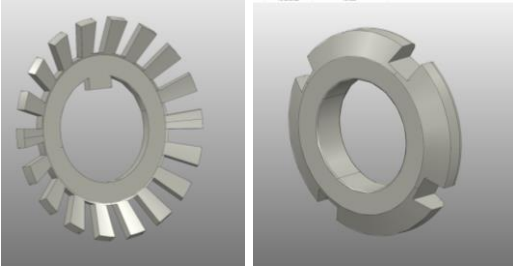


Figura IV-8. Conjunto formado entre rueda y apoyos para alojamiento de rodamientos.

El diseño de los apoyos metálicos y, por tanto, también el de la rueda se ha realizado teniendo en cuenta el tamaño de los rodamientos que se han seleccionado bajo dos requisitos: 1) Soportar las cargas del proceso y 2) Minimizar sus dimensiones para optimizar accesibilidad de la herramienta.

Además, la solución desarrollada permite utilizar ruedas de diferentes materiales (cerámico o metálico) y/o de diferentes perfiles exteriores manteniendo el mismo diseño interior para el alojamiento de los rodamientos.

Tabla IV-6. Elementos de la nueva herramienta tipo rueda.

<p>1. Rueda</p> 	<p>2. Apoyo izquierdo</p> 
<p>3. Apoyo derecho</p> 	<p>4. Rodamientos cónicos (30203 A). Dentro de elementos 2 y 3.</p> 
<p>5. Juntas tóricas (44 x 2). En elementos 2 y 3.</p> 	<p>6. Soporte principal</p> 
<p>7. Soporte secundario</p> 	<p>8. Eje</p> 
<p>9. Anillos distanciadores 1 y 2</p> 	<p>10. Arandela de freno + Tuerca de apriete</p> 

Los planos de fabricación de la rueda, apoyos izquierdos y derecho, soportes principal y secundario, eje y anillos distanciadores se adjuntan en el ANEXO 1 del presente trabajo de Tesis Doctoral.

El nuevo diseño, más flexible en cuanto a accesibilidad, permite inclinar la herramienta en mayor grado que la inicial. En concreto, la herramienta se puede inclinar hasta 40° respecto a la vertical sin producirse ninguna colisión entre pieza y elementos de la herramienta (ver Figura IV-9).

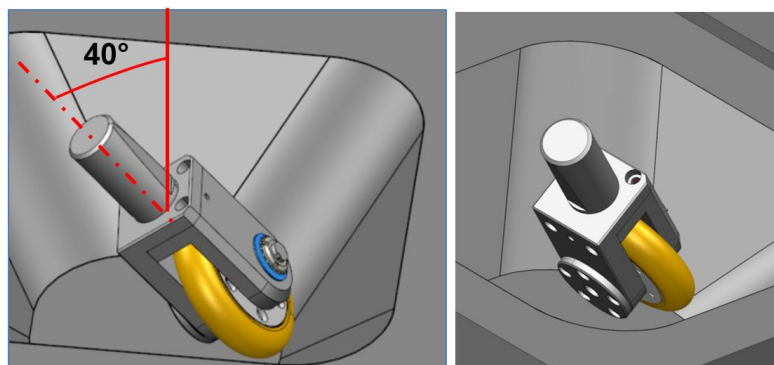


Figura IV-9. Simulación 3D de la nueva herramienta tipo rueda durante el proceso SPIF.

## 2 Desarrollo de un sistema integral y automatizado para el control de los ciclos de temperatura

En este apartado se presenta un nuevo sistema de control de la temperatura para la fabricación de piezas mediante SPIF en caliente. El sistema propuesto pretende controlar de manera automática la temperatura de la chapa durante todas las etapas del proceso, es decir, etapas de calentamiento, conformado de la pieza y enfriamiento de esta, aplicando los ciclos de temperatura óptimos identificados en el apartado 3 del Capítulo III.

### 2.1 Punto de partida del sistema de control de temperatura

Hasta el punto actual, en todos los ensayos realizados el equipamiento de calentamiento utilizado compuesto por el horno y el marco de resistencias se ha programado de forma manual controlando la temperatura de los dos dispositivos de forma independiente mediante sus respectivos controles con base en la lectura de dos termopares. En la Tabla IV-7 se recogen las características del equipamiento de calentamiento utilizado en ensayos anteriores.

Tabla IV-7. Punto de partida del equipamiento de calentamiento.

Dispositivo	Horno	Marco de resistencias
Control	Toho TIM004	Toho TIM004
Punto de control de temperatura	Termopar en la cavidad interior del horno	Termopar en el hueco existente entre marco de resistencias y marco de apoyo de la chapa
Consigna de temperaturas	Manual	Manual

A modo de ejemplo, la Figura IV-10 muestra la evolución de temperatura en el horno que se obtiene con este sistema. El calentamiento representado es el procedimiento óptimo C4 determinado en el subapartado 3.2 del Capítulo III. De esta manera, aplicando al horno un calentamiento desde temperatura ambiente hasta 900 °C, se alcanza una temperatura en la chapa de  $664 \pm 50$  °C aproximadamente. Para obtener un calentamiento lo más progresivo posible se introducen manualmente incrementos de 50 °C a igual intervalo de tiempo hasta introducir la última consigna (900 °C) 2 horas después de iniciar el calentamiento.

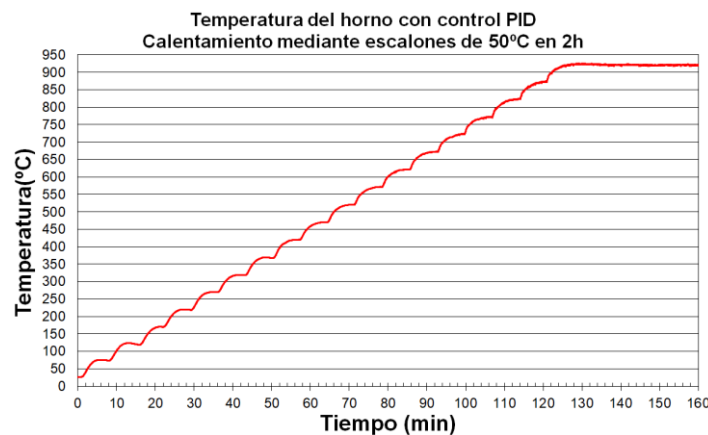


Figura IV-10. Calentamiento del horno desde temperatura ambiente hasta 900 °C mediante saltos térmicos de 50 °C en 2 h con control PID ( $P=15$ ,  $I=91$ ,  $D=22$ ).

Por otro lado, el gráfico de la Figura IV-11 representa la evolución de la temperatura en la cara superior de la chapa aplicando el tipo de calentamiento de la Figura IV-10.

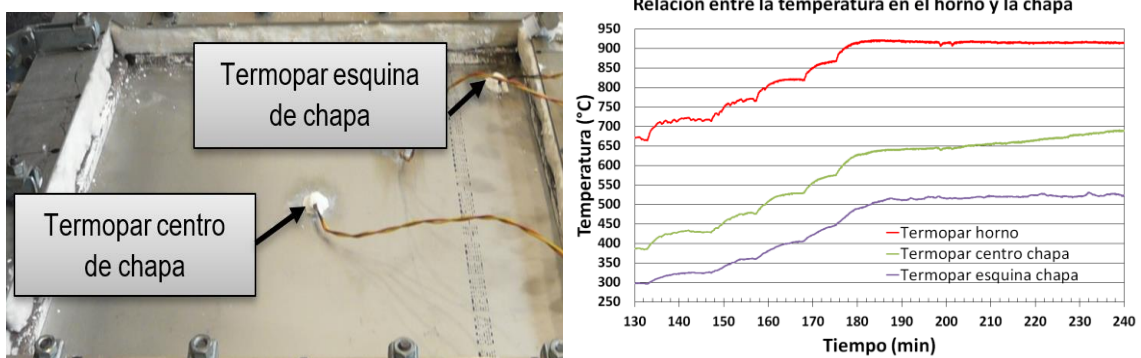


Figura IV-11. Evolución de la temperatura en el horno y en la chapa aplicando calentamiento del horno con control PID ( $P=15$ ,  $I=91$ ,  $D=22$ ).

Los valores de temperatura corresponden con los registrados por dos termopares colocados en el centro y una esquina de la chapa. Así, cuando la temperatura del horno estabiliza en el valor de consigna final:

- La temperatura en el centro de la chapa tiende a estabilizar primero en un valor de en torno a 625 °C aproximadamente. Sin embargo, en este punto

se observa un cambio de tendencia y la temperatura comienza a aumentar muy ligeramente, sin variar la temperatura del horno, hasta estabilizar después de 20 minutos en un valor de 645 °C. A partir de ahí, la temperatura comienza a aumentar de nuevo hasta alcanzar un valor máximo de 690 °C aproximadamente 40 minutos después.

- En la esquina de la chapa no se detecta ese aumento y la temperatura alcanzada es de 520 – 530 °C. La temperatura es significativamente menor que en el centro por el efecto de la cercanía del sistema de amarre como ya se había comprobado previamente en el Capítulo III (ver Figura III-28).

## 2.2 Desarrollo de un sistema para controlar la temperatura de la chapa


Las imágenes del subapartado anterior han dejado ver que la evolución de la temperatura no se puede controlar de manera muy precisa y de forma automática con el sistema de partida. Además, no se realiza un control real de la temperatura del propio material a deformar (chapa), sino de la de los dispositivos de calentamiento de manera independiente. Por lo tanto, con el objetivo de poder controlar la temperatura de la propia chapa y controlar además de manera simultánea el funcionamiento de los dos dispositivos de calentamiento disponibles (horno + marco de resistencias), se ha desarrollado un sistema integral y automatizado.

### 2.2.1 Equipamiento y puntos de control de la temperatura

#### Equipamiento

El sistema incluye un PLC para gobernar de manera integrada tanto el horno como el marco de resistencias con base en las lecturas de varios pirómetros o termopares que registran de manera continua la temperatura de la chapa en dos puntos de control. Las características de los pirómetros utilizados para registrar la temperatura en los puntos de control se muestran en la Tabla IV-8 mientras que los termopares utilizados son semirrígidos con vaina de acero inoxidable tipo K con un rango de medida de 0 a 1100 °C.

Tabla IV-8. Características de los pirómetros.

	Características de pirómetro	
	Fabricante	Optris
	Modelo	OPTCTLT20-CB8
	Rango	-50 °C a 975 °C
	Longitud de onda	8-14 μm
	Óptica	22:1 / SF

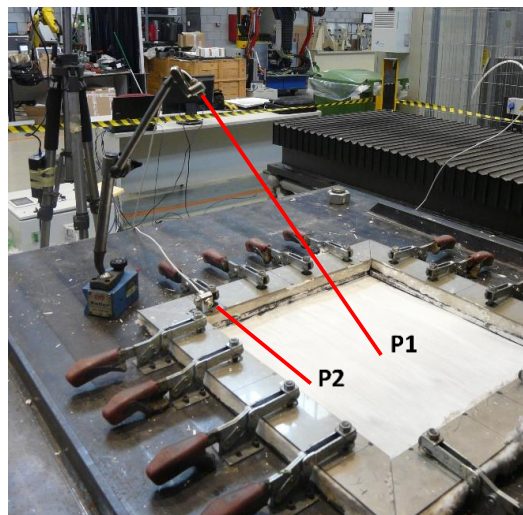
El armario eléctrico donde se integran los módulos de control de los dispositivos de calentamiento dispone, además, de una pantalla táctil que permite introducir los valores de temperatura y tiempos de cada ciclo.

#### Puntos de control de la temperatura

El sistema propuesto cuenta con dos puntos de control de la temperatura en cada etapa de fabricación (calentamiento, conformado y enfriamiento), registrados mediante los pirómetros o termopares. Estos puntos de control están asociados con la zona central de la chapa uno (P1) y con un borde de la chapa el otro (P2). Así, la lectura de la temperatura del punto P1 sirve de control para actuar sobre el horno mientras que el otro punto de control, P2, está destinado a controlar el marco de resistencias, todo ello gobernado por el PLC.

La utilización de pirómetros o termopares depende de la etapa del proceso tal y como se describe a continuación:

- Pirómetros: se utilizan en las etapas de calentamiento y conformado ya que mediante estos elementos es posible realizar la medición de temperaturas sin contacto directo con la chapa. Por un lado, durante la etapa de calentamiento los dos pirómetros utilizados para registrar las temperaturas en ambos puntos de control permanecen estáticos, por lo que las mediciones corresponden continuamente a los dos mismos puntos (ver Figura IV-12).



*Figura IV-12. Localización de pirómetros estáticos durante etapa de calentamiento.*

Sin embargo, durante la etapa de conformado, mientras el pirómetro que registra la temperatura en P2 permanece estático, el registro de la temperatura en la zona central de la chapa se realiza mediante un pirómetro fijado en la parte superior de la campana protectora de la máquina (ver Figura IV-13). Este pirómetro registra la temperatura a través de un orificio



en la campana, realizado a tal efecto, y sigue la trayectoria de herramienta programada. Por lo tanto, este último pirómetro registra de forma móvil la temperatura de diferentes puntos durante la etapa de conformado, todos ellos pertenecientes a la zona que todavía no se ha deformado y por la que tiene que pasar la herramienta.



Figura IV-13. Localización del pirómetro móvil para control de temperatura durante la etapa de conformado.

- Termopares: se usan exclusivamente para registrar la temperatura durante la etapa de enfriamiento cuando la utilización de la manta térmica de fibra cerámica que cubre la pieza hace inviable el uso de pirómetros. En este caso, los termopares atraviesan la manta térmica y contactan con la pieza en los dos puntos de control definidos.

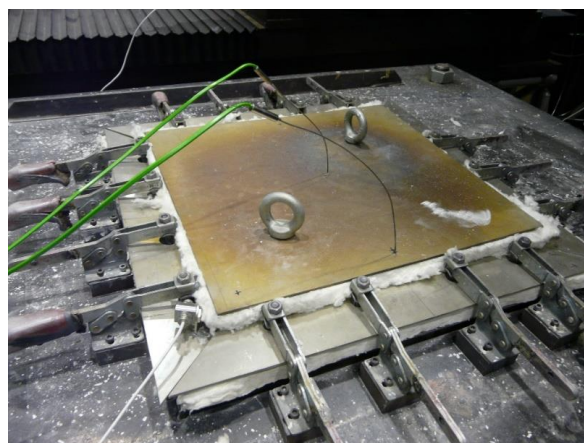


Figura IV-14. Termopares para el control del ciclo de enfriamiento.

### 2.2.2 Programación de los ciclos de temperatura

Respecto a la programación de los ciclos de temperatura, en la Tabla IV-9 se describe el funcionamiento propuesto para cada etapa de proceso.

Tabla IV-9. Programación de los ciclos de temperatura para la fabricación de una pieza.

### Ciclos de temperatura

#### Calentamiento

Se introduce como consigna<sup>1</sup> la temperatura de trabajo (T1) que se desea conseguir en la chapa, así como el tiempo en el que se quiere llegar a ella. El sistema genera de manera automática una rampa lineal de calentamiento para llegar hasta dicho valor actuando sobre el horno y el marco de resistencias de manera simultánea.

#### Conformado

La consigna de temperatura T1 se mantiene durante toda la etapa de conformado.

#### Enfriamiento

La programación del enfriamiento se divide en tres tramos diferentes:

- Tramo 1: Enfriamiento desde T1 hasta temperatura de tratamiento de relajación de tensiones (T2). Al igual que en el caso del calentamiento, se introduce el valor de T2 y el tiempo en el que se desea llegar y el sistema genera una rampa lineal de enfriamiento.
- Tramo 2: Mantenimiento en temperatura T2. De nuevo, se introduce el valor de T2 y el tiempo que se desea mantener esa temperatura que corresponde con el tiempo de tratamiento de relajación de tensiones.
- Tramo 3: Enfriamiento desde T2 hasta temperatura final (T3). Se define de igual manera que el tramo 1.

Con el objetivo de analizar de forma preliminar la efectividad del nuevo sistema de control de la temperatura se ha programado un ciclo de temperaturas calentando una chapa (utilizada en pruebas de calentamiento previas) con las condiciones definidas en la Figura IV-15. Se trata de comprobar si la temperatura registrada en el centro de la chapa por medio de un pirómetro sigue el ciclo de temperaturas programado.

En general, se puede decir que la temperatura sigue eficazmente el ciclo programado. Sin embargo, se observan varios aspectos relevantes:

- Durante la etapa de calentamiento la curva real muestra un rizado. Esto es debido a que la rampa se programa en el PLC con base en pequeños incrementos de temperatura (40 en este caso) que se aplican gradualmente de manera automática.
- En el tramo final de la etapa de calentamiento la temperatura real se desvía del valor programado y parece que el sistema se encuentra cerca de la

<sup>1</sup> Consigna común para los dos puntos de control definidos P1 y P2.

temperatura límite alcanzable (saturación). A partir de 600 °C cuesta llegar a la temperatura de consigna (700 °C) y el horno llega a un punto donde trabaja a máxima potencia antes de alcanzar los 700 °C.

- Con la pendiente de enfriamiento programada el ciclo no es efectivo por debajo de 360 °C. Esto es debido a que el horno no es capaz de seguir la consigna programada por su inercia de enfriamiento.

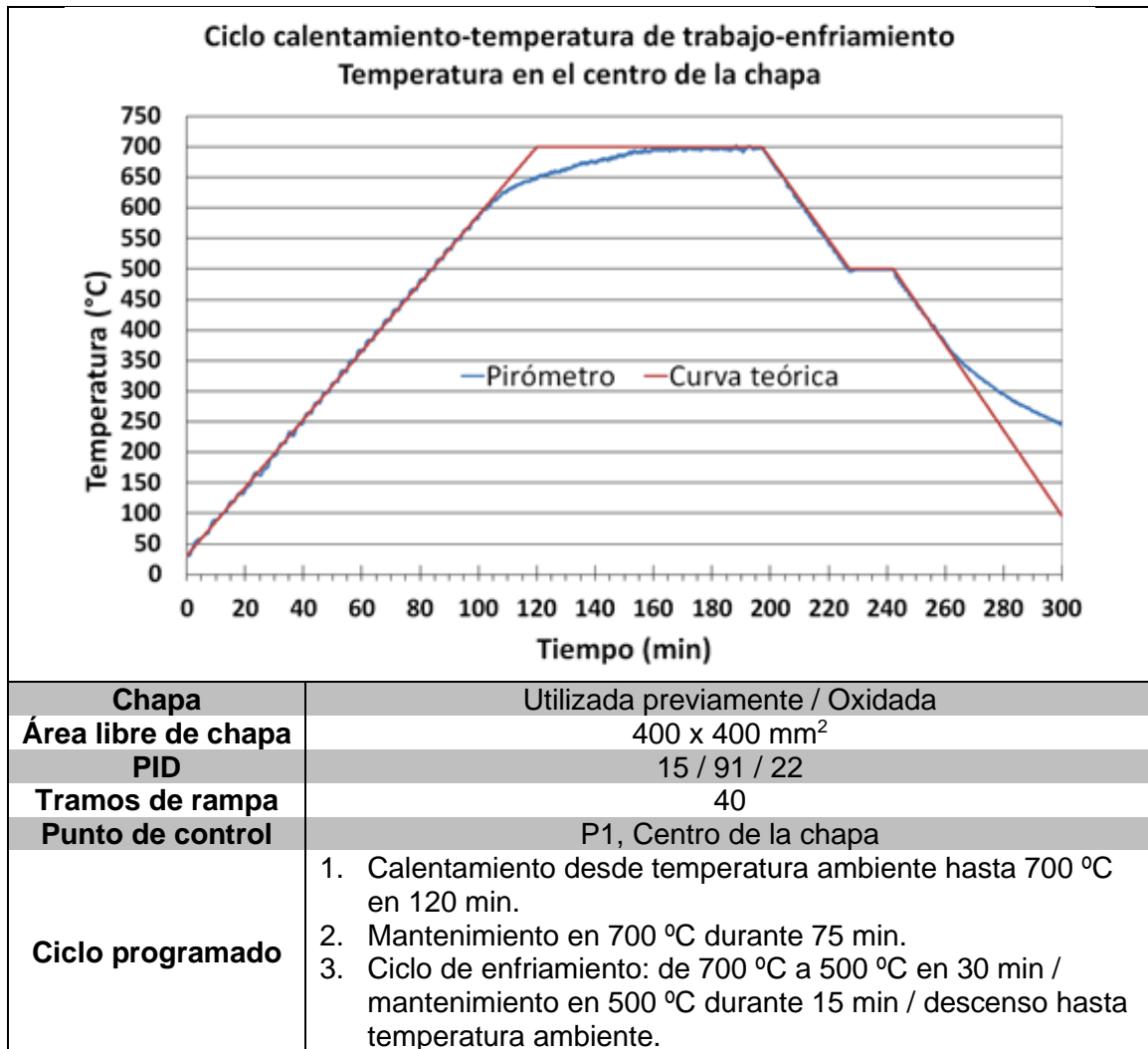


Figura IV-15. Temperatura real vs Temperatura teórica en el centro de la chapa bajo condiciones de ajuste inicial.

A la vista de los primeros resultados y con el objetivo de reducir el rizado que se produce en la rampa de calentamiento, se ha optado por rediseñar el control de la rampa aumentando los tramos de programación. Así, manteniendo el resto de las condiciones fijas se ha reprogramado el control para obtener una rampa mediante 80 tramos. Los resultados obtenidos se muestran en la Figura IV-16 donde se observa que el rizado de la rampa se reduce considerablemente con respecto a la programación en 40 tramos. En la Figura IV-17 se muestra una comparativa de ambos casos indicándose los errores de las lecturas reales respecto a las rampas programadas.

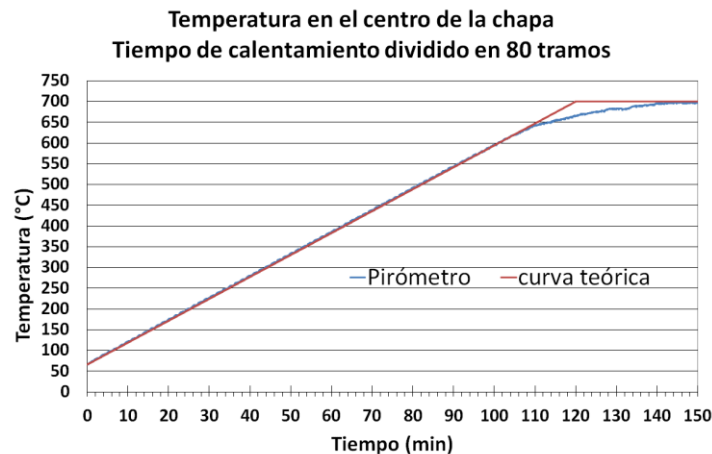


Figura IV-16. Temperatura real vs Temperatura teórica en el centro de la chapa en calentamiento con rampa programada en 80 tramos.

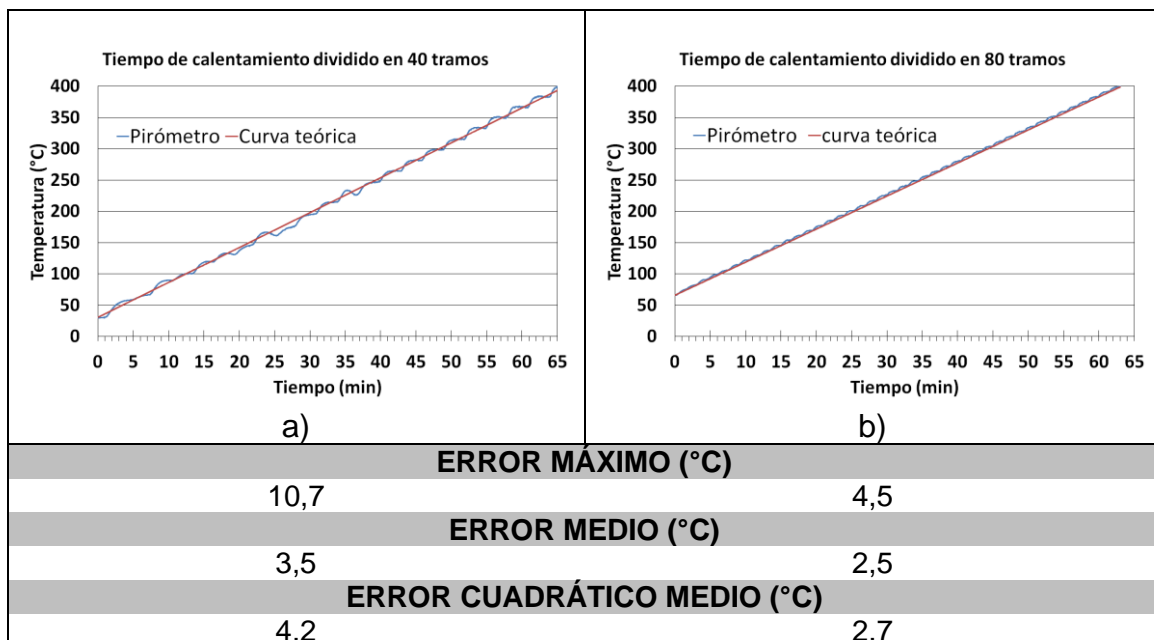


Figura IV-17. Evolución de la temperatura en el centro de la chapa con rampa programada en a) 40 y b) 80 tramos respectivamente.

### 3 Implementación y evaluación preliminar del sistema de control de la temperatura y de la herramienta para deformar Ti-6Al-4V en caliente

En este apartado se realiza la implementación y evaluación preliminar tanto de la nueva herramienta como del sistema de control de la temperatura, desarrollados en los apartados 1 y 2 del presente capítulo respectivamente, para la fabricación por SPIF de una pieza de Ti-6Al-4V haciendo uso de la geometría representada en la Figura III-13.

La chapa se ha calentado aplicando la misma rampa representada en la Figura IV-16 y una vez alcanzada la temperatura de consigna (700 °C) la pieza se ha

conformado con la nueva herramienta con una inclinación constante de 15° respecto a la vertical y empleando la condición de proceso de máxima formabilidad<sup>1</sup>. En este caso, el enfriamiento ha consistido en apagar directamente los dispositivos de calentamiento tras la etapa de conformado (no se ha programado ningún ciclo térmico) ya que los objetivos principales han sido evaluar la distribución de temperaturas obtenida en la chapa con la implementación del nuevo sistema de control de la temperatura (ver subapartado 3.1) y el comportamiento de la nueva herramienta (ver subapartado 3.2).

### 3.1 Análisis del sistema de control de la temperatura

#### 3.1.1 Etapa de calentamiento

La etapa de calentamiento se ha realizado según la disposición mostrada previamente en la Figura IV-12 en la que se muestra de manera esquemática la posición de los puntos de control P1 y P2, donde la temperatura se registra mediante pirómetros que permanecen estáticos. P1 se encuentra en el centro de la chapa mientras que P2 está a 195 mm de P1 en la mitad de uno de los bordes de la chapa, a 5 mm de la zona de amarre. Antes de comenzar con el calentamiento el lubricante se ha aplicado de forma manual mediante una brocha cubriendo toda la superficie de la chapa. En el subapartado 3.3.3 del Capítulo III (ver Figura III-33) se observaba que esta forma de aplicación hace que la cantidad de lubricante varíe entre zonas adyacentes (distribución no uniforme) influyendo en las mediciones de temperatura realizadas.

A diferencia de las pruebas de calentamiento anteriores (Figura IV-15 y Figura IV-16), en este caso se ha utilizado una chapa nueva, lo que ha influido en la evolución del calentamiento como se observa en la Figura IV-18.

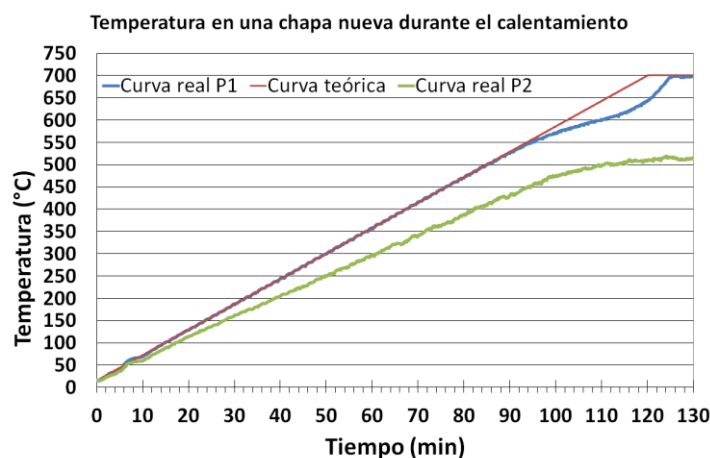


Figura IV-18. Evolución de la temperatura en una chapa nueva en la etapa de calentamiento.

<sup>1</sup> T Chapa > 650 °C, p = 0,5 mm, f = 1000 mm/min.

En la zona central de la chapa (P1) esta evolución sufre una deceleración a partir de los 550 °C para volver a acelerar por encima de los 620 °C hasta llegar a la temperatura de consigna, la cual se obtiene aproximadamente 5 min más tarde de lo programado. Como también se observaba en la Figura IV-11, a partir de los 650 °C esa aceleración es mayor. Por otro lado, en P2 no es posible alcanzar la temperatura de consigna, debido a la cercanía del sistema de amarre y su efecto refrigerante, donde la temperatura cae bruscamente hasta valores de en torno a 510 – 515 °C.

Una vez alcanzada la temperatura de consigna en la zona central de la chapa, se han realizado mediciones termográficas para analizar la homogeneidad de la distribución de temperaturas obtenida con el nuevo sistema. Los resultados se han comparado con los obtenidos con el sistema de calentamiento en su estado inicial, es decir, antes de integrar el PLC que controla la temperatura en la chapa. Así, por un lado, la Figura IV-19 muestra el histograma de temperaturas en la chapa, así como los valores representativos de la zona triangular representada. La tabla de valores incluye los datos del ensayo T4 realizado con el sistema de calentamiento en su estado inicial.

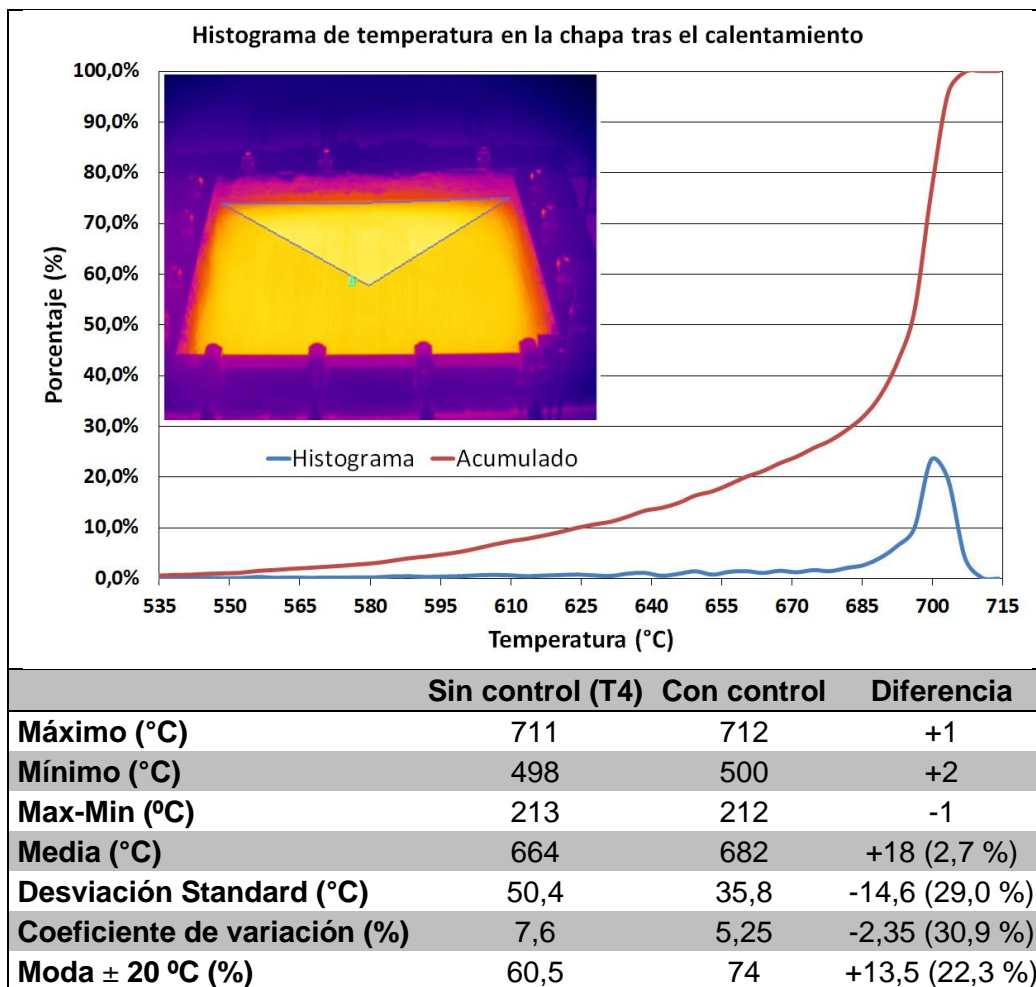


Figura IV-19. Histograma de temperatura en la chapa tras el calentamiento y valores representativos de zona triangular.

Se observa que, con el nuevo sistema, pese a que los valores de temperatura máxima y mínima apenas difieren, la temperatura media que se alcanza en la chapa es 18 °C mayor y además la desviación standard 14,6 °C menor. Esto quiere decir que la homogeneidad de la distribución de temperaturas aumenta, como indica el coeficiente de variación de temperaturas que es casi un 31 % menor que en T4, así como el porcentaje de temperaturas en el rango  $\pm 20$  °C que aumenta un 22,3 %. Además, el valor de la moda o valor más frecuente del histograma es 700 °C, es decir, el valor programado, aspecto que indica que el sistema es efectivo para alcanzar en la chapa de forma general la temperatura de trabajo deseada.

Por otro lado, la Figura IV-20 muestra la distribución de temperaturas a lo largo de una línea horizontal (A) que va desde un extremo a otro del área libre de trabajo (400 mm) en el medio la chapa. La distribución de la temperatura es muy homogénea en la zona central, pero, como indicaba el registro del punto P2, se produce un descenso drástico de la temperatura en las zonas cercanas al sistema de amarre.

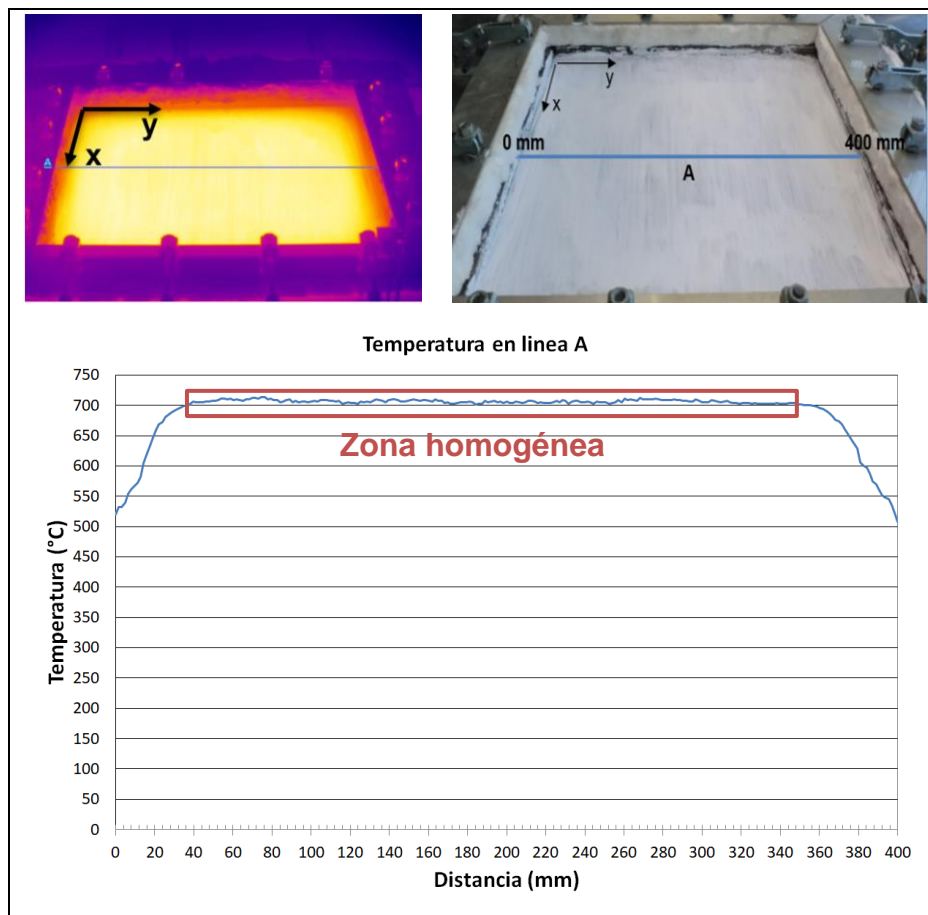


Figura IV-20. Temperatura a lo largo una línea (A) que va desde un extremo a otro de la chapa.

Para realizar un análisis más profundo de los resultados se han extraído los valores representativos de la distribución por tramos centrales crecientes de la línea A como se recoge en la Tabla IV-10.

Tabla IV-10. Valores representativos de temperatura en línea A en función del tramo analizado.

Tramo (mm)	Max (°C)	Min (°C)	Max-Min (°C)	Media (°C)	Des.Stan. (°C)	Coef.Var. (%)
250	713,8	701,8	12,1	706,6	2,4	0,34
275	713,8	701,8	12,1	706,6	2,6	0,36
300	713,8	701,0	12,8	706,6	2,7	0,38
310	713,8	699,7	14,1	706,6	2,8	0,39
320	713,8	696,0	17,9	706,3	2,9	0,41
325	713,8	694,7	19,1	706,3	3,0	0,43
330	713,8	686,6	27,3	706,0	3,5	0,50
340	713,8	673,1	40,7	705,5	5,1	0,72
350	713,8	653,2	60,6	704,6	7,6	1,08
360	713,8	629,2	84,6	702,7	13,3	1,89
370	713,8	597,1	116,7	700,5	19,5	2,79
380	713,8	559,5	154,4	696,8	28,6	4,11
390	713,8	539,5	174,3	693,3	36,3	5,23
400	713,8	508,5	205,3	689,3	44,1	6,39

En la Figura IV-21 se muestran los valores de temperatura media y coeficiente de variación de la temperatura en la línea A para los diferentes tramos de chapa analizados.

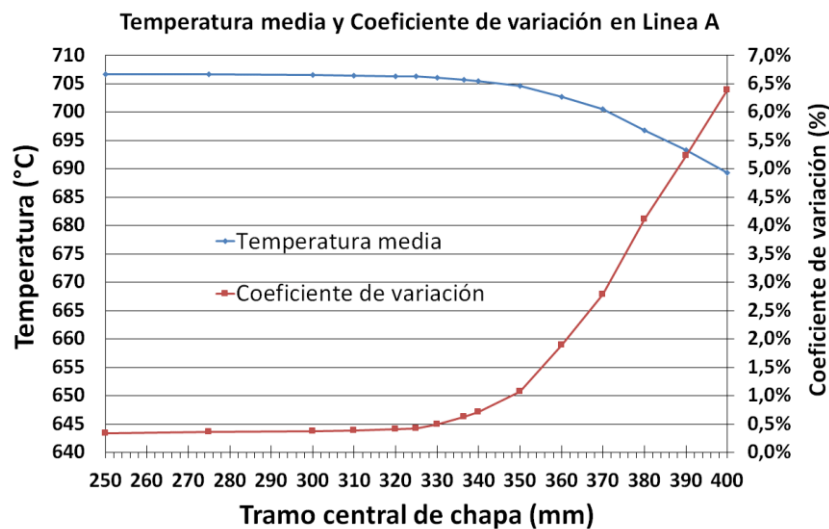


Figura IV-21. Valores de Temperatura media y Coeficiente de variación de la temperatura en la línea A en función del tramo de chapa analizado.

Dentro de los 350 mm centrales (87,5 % de la longitud total), la distribución de temperatura en la chapa es muy homogénea como indican el valor de temperatura media, muy similar en todos los casos, y los coeficientes de variación de la temperatura en todos los casos por debajo del 1 %. A partir de los 325 mm centrales, comienza un descenso de la temperatura que se acentúa drásticamente a partir de los 350 mm. Al mismo tiempo, el coeficiente



de variación aumenta significativamente llegando a un valor máximo del 6,4 % en el caso más desfavorable (tramo de 400 mm que va desde un extremo a otro de la chapa).

En la zona central más homogénea (tramo de 325 mm) se observan variaciones drásticas entre las lecturas de temperatura como muestra la Figura IV-22. Cambios tan repentinos entre zonas adyacentes solo se pueden explicar por la manera en la que se aplica el lubricante, como se comentaba anteriormente. En cualquier caso, en todo el tramo analizado la temperatura de la chapa se encuentra en un rango homogéneo de 15 °C aproximadamente.

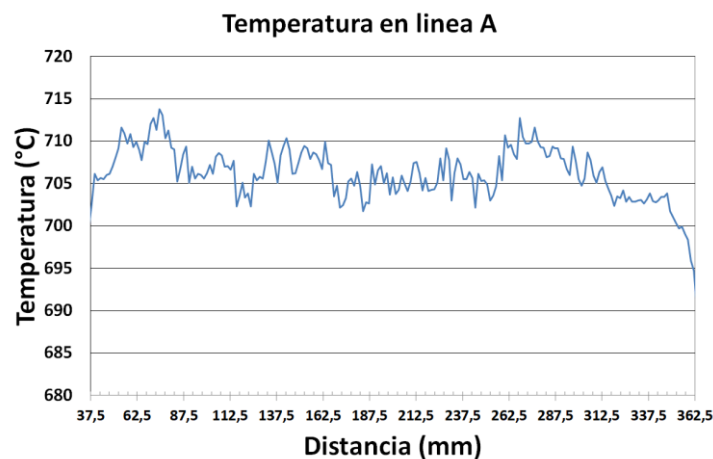


Figura IV-22. Detalle de la distribución de temperatura en la zona homogénea (tramo 325 mm) de línea A extraído de la Figura IV-20.

### 3.1.2 Etapa de conformado

Para la fabricación de la pieza, una vez alcanzada la temperatura de trabajo, el pirómetro fijo se sustituye por el pirómetro móvil para controlar la temperatura en la zona central de la chapa durante el conformado (punto de control P1).

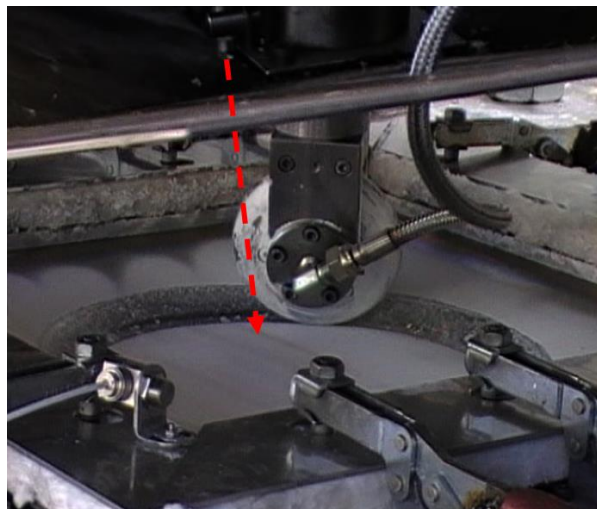


Figura IV-23. Registro de la temperatura con el pirómetro móvil, a través de la campana protectora, durante la etapa de conformado.

La Figura IV-24 muestra el registro de temperatura obtenido con el pirómetro móvil durante la primera vuelta circular de la trayectoria. Como en el caso de las mediciones con la cámara termográfica, se detectan cambios bruscos de temperatura asociados al ruido que introduce la distribución poco uniforme del lubricante en la chapa. En todo caso, la distribución de temperatura en el segmento circular analizado puede considerarse homogénea ya que se sitúa dentro de un rango de 20 °C aproximadamente.

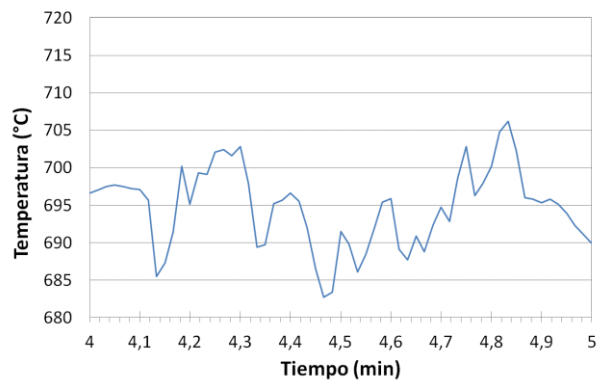


Figura IV-24. Temperatura registrada con el pirómetro móvil durante el primer segmento (vuelta) de trayectoria de la herramienta.

Sin embargo, esta distribución no es constante a lo largo de toda la etapa de conformado como se observa en la Figura IV-25 donde se representa la temperatura registrada durante todo el ensayo con el pirómetro móvil.

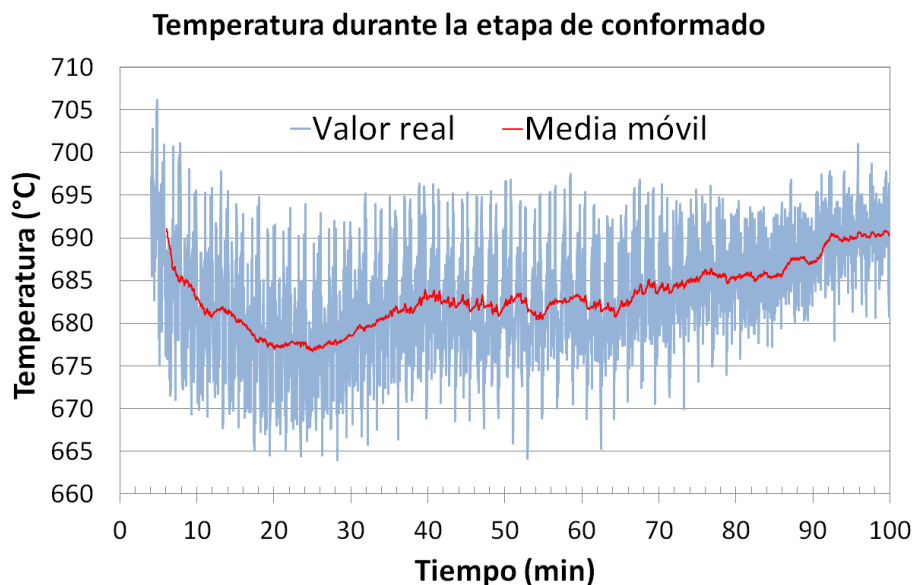


Figura IV-25. Temperatura durante la etapa de conformado completa registrada con el pirómetro móvil.

Los cambios repentinos de las lecturas de temperatura hacen que el PLC actúe continuamente activando y desactivando el horno que se encuentra trabajando al límite de potencia como se concluía con el análisis de la Figura IV-15. En

este punto la respuesta del horno es lenta cuando el PLC lo activa y, por el contrario, cuando lo desactiva su temperatura baja significativamente y también la de la chapa. Así, al principio de la etapa de conformado la temperatura de la chapa disminuye, respecto a la temperatura inicial de 700 °C, gradualmente hasta valores alrededor de 675 – 680 °C, donde el sistema estabiliza. A partir de ahí, la respuesta del sistema mejora debido a que la pieza va penetrando en la cavidad del horno y se acerca a las resistencias, por lo que a medida que avanza el ensayo la temperatura se recupera ligeramente hasta alcanzar finalmente valores de en torno a 690 °C.

Por lo tanto, durante la etapa de conformado la distribución de temperatura en la chapa se considera homogénea en cada instante como indica la Figura IV-26-a (temperatura en torno a 670 °C en el fondo de la pieza), pero no se alcanza el valor de consigna programado (700 °C) debido a las perturbaciones asociadas al lubricante y a que el sistema se encuentra trabajando al límite de potencia. Una vez que finaliza la etapa de conformado el sistema es totalmente estable y capaz de alcanzar la temperatura de consigna en la pieza (ver Figura IV-26-b) ya que la respuesta del sistema no depende del registro de temperatura móvil sino de un valor estático.

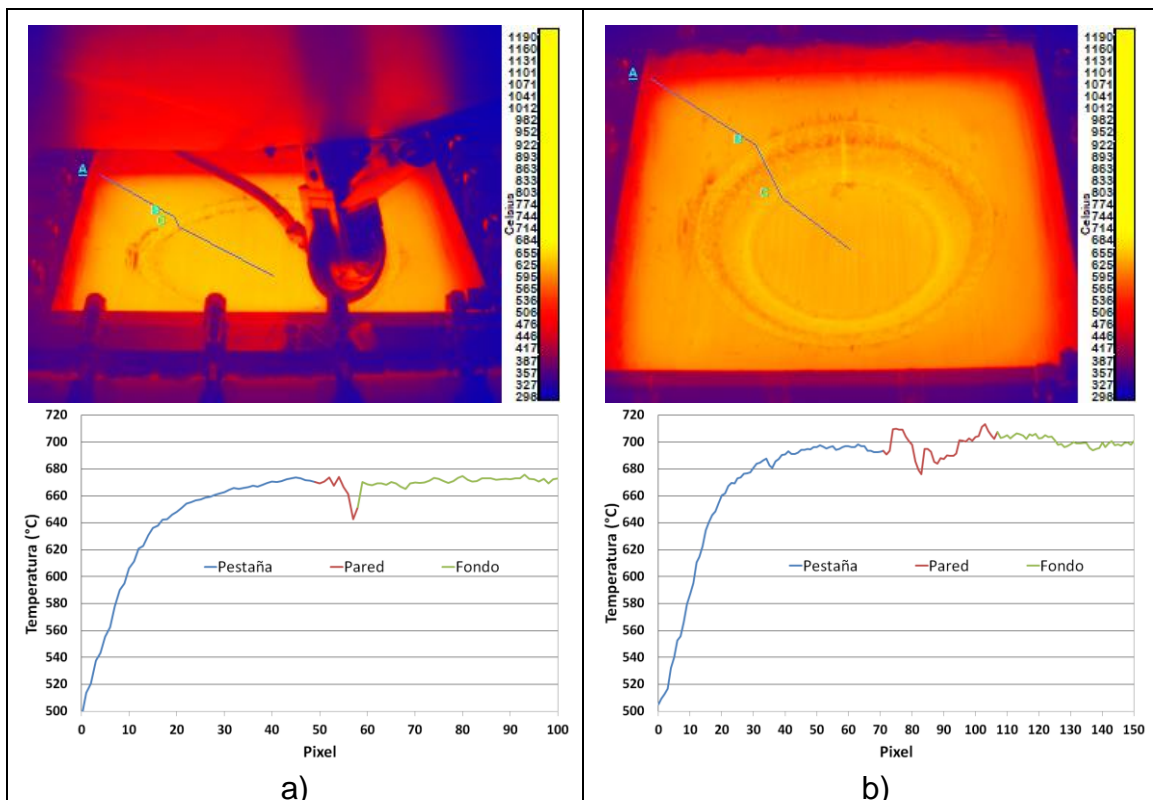


Figura IV-26. Temperatura a lo largo de la chapa: a) En la mitad de la etapa de conformado; b) Después de la etapa de conformado.

La Figura IV-26 también muestra que en la zona por la que ha pasado la herramienta (pared) las lecturas termográficas muestran excesivo ruido. Esto

se debe a que la herramienta arrastra gran cantidad del lubricante al deformar la chapa (ver Figura IV-23) por lo que la emisividad estimada no es válida en zonas donde no hay lubricante.

Este aspecto se confirma en la Figura IV-27 donde se representan los histogramas y valores representativos de la temperatura de las tres zonas de la pieza al finalizar la etapa de conformado (pestaña sin deformación, pared conformada y fondo sin deformación).

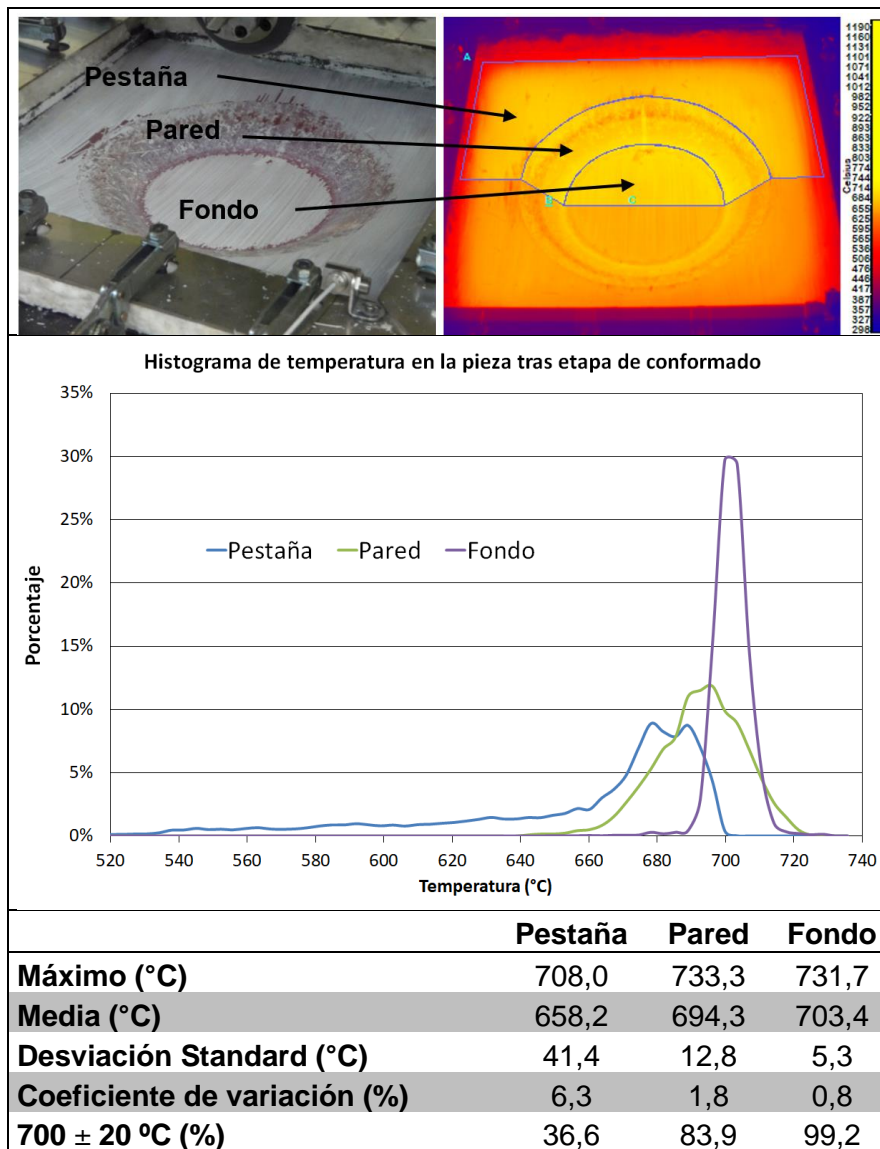


Figura IV-27. Temperatura en la pieza después de la etapa de conformado.

Mientras en el fondo de la pieza la distribución de temperaturas es totalmente homogénea, el ruido (variaciones no reales de temperatura) detectado en la pared de la pieza hace disminuir ligeramente la homogeneidad de las lecturas de temperatura. Los resultados también muestran que los valores de temperatura máximos en el fondo de la pieza son ligeramente superiores a los valores máximos en la pestaña de la pieza, debido a que esa zona ha penetrado más en el horno y confirman la explicación sobre la evolución de la

temperatura de la Figura IV-25 donde la temperatura registrada por el pirómetro móvil (dentro del fondo de la pieza) asciende a medida que avanza la etapa de conformado. Además, como se observa en el histograma, en el fondo de la pieza el valor de temperatura más repetido (moda) es prácticamente 700 °C, es decir, el valor de consigna, y casi la totalidad de la superficie (99, 2 %) se encuentra dentro del rango 700 °C  $\pm$  20 °C considerado homogéneo.

## **3.2 Análisis del comportamiento de la herramienta**

### **3.2.1 Condiciones de trabajo iniciales**

En la fase de diseño de la nueva herramienta se ha comprobado que es posible inclinarla hasta 40° respecto a la vertical sin que haya peligro de colisión de la propia herramienta con el fondo de la pieza, tal y como se ilustraba en la Figura IV-9. Sin embargo, la configuración de la célula SPIF actual (ver Figura III-22) impide trabajar con ese grado de inclinación ya que en ese caso se produciría una colisión de la campana protectora del cabezal de la máquina con elementos del sistema de amarre. Por ese motivo, se ha limitado la inclinación de la herramienta a 15° para fabricar la pieza.

Por otro lado, antes de realizar la etapa de conformado, se ha aplicado en la superficie de la rueda cerámica (ver Figura IV-23) el mismo lubricante aplicado en la chapa, es decir, Nitruro de Boro en pintura. Por su parte, los rodamientos se han lubricado con una grasa para alta temperatura<sup>1</sup> antes de realizar el ensamblaje de todos los elementos de la herramienta.

Además, durante la etapa de conformado, se ha establecido una presión de 3 bares aproximadamente para refrigerar la herramienta.

### **3.2.2 Resultado con las condiciones de trabajo iniciales**

Con las condiciones de trabajo establecidas se ha fabricado la pieza de manera satisfactoria.

En cuanto al comportamiento de la herramienta, una vez finalizada la fabricación de la pieza, se ha comprobado visualmente que el estado de la rueda cerámica es correcto sin ningún defecto aparente. Sin embargo, al desmontar la herramienta se ha detectado que varios elementos han sufrido oxidación. En concreto, los elementos dañados han sido el rodamiento más cercano a la pared de la pieza y la pista de este (ver Figura IV-28). También se observa que no hay restos de la grasa de lubricación en los rodamientos.

---

<sup>1</sup> Recomendación del suministrador de los rodamientos, Balbino e hijos [BALBINO E HIJOS, 2020]. También se recomienda aplicar esta grasa para el mantenimiento de los rodamientos.



*Figura IV-28. Estado de rodamiento y pista de rodamiento (los más cercanos a la pared de la pieza) después de ensayo de SPIF en caliente con la herramienta nueva y condiciones de trabajo iniciales.*

Tras realizar un análisis sobre la influencia de las condiciones de trabajo inicialmente establecidas se han determinado como posibles causas de fallo:

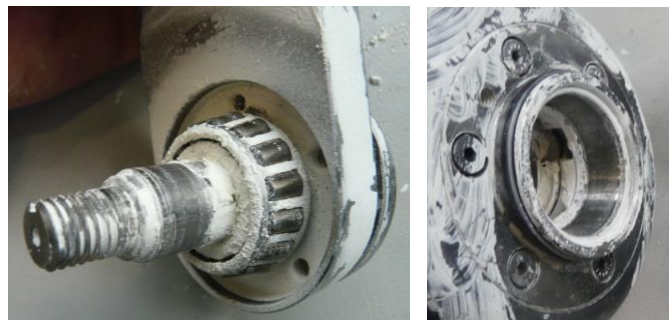
- Refrigeración insuficiente de los elementos oxidados.
- Lubricación incorrecta de los rodamientos durante el ensayo.

### **3.2.3 Ajuste de las condiciones de trabajo y recomendaciones**

Para combatir las posibles causas de fallo se ha decidido ajustar las siguientes condiciones de trabajo de la herramienta y fabricar una nueva pieza para comprobar su efectividad:

- Aumentar el aire interno de refrigeración a 6 bares (presión máxima con el equipamiento disponible).
- Lubricar los componentes metálicos internos de la herramienta (rodamientos, pista de rodamientos y zonas de alojamiento de las pistas de rodamientos) con espray de nitruro de boro<sup>1</sup>.

En este caso, tal y como muestra la Figura IV-29, el resultado ha sido satisfactorio ya que tras desmontar la herramienta se comprueba que el estado de todos los componentes internos de la herramienta es correcto.



*Figura IV-29. Estado de componentes internos de la herramienta después de ensayo SPIF en caliente lubricados previamente con Nitruro de Boro en espray y refrigerados con presión de 6 bares.*

<sup>1</sup> Lubricante recomendado para superficies metálicas por Alvalai [Alvalai, 2020].

Así mismo, se observa que se ha creado una pasta blanca como resultado de la mezcla entre la grasa de alta temperatura y el Nitruro de Boro en espray, aspecto que parece beneficioso para la correcta lubricación interna de la herramienta.

Por lo tanto, a la vista de los resultados se recomienda cumplir las siguientes indicaciones para asegurar el correcto funcionamiento de la herramienta:

- Aplicar a los rodamientos una película de grasa de lubricación de alta temperatura durante su mantenimiento, es decir, mientras estén desmontados. Mantener la grasa al ensamblar los rodamientos en la herramienta.
- Antes de ensamblar todos los componentes de la herramienta aplicar Nitruro de Boro en espray a todos los componentes metálicos internos de la herramienta (rodamientos, pista de rodamientos y zonas de alojamiento de las pistas de rodamientos).
- Para la etapa de conformado, aplicar a la superficie de la rueda cerámica Nitruro de Boro en pintura (lubricante recomendado para superficies cerámicas).
- Durante el conformado en caliente, introducir el aire de refrigeración con una presión de 6 bares o superior.
- Después de cada ensayo (o tras varias horas de trabajo) desmontar los componentes de la herramienta para comprobar su estado.

#### **4 Resumen de los desarrollos**

Por un lado, se ha desarrollado una nueva herramienta tipo rueda para deformar Ti-6Al-4V en caliente. La Tabla IV-11 especifica las características principales de la nueva herramienta, así como las condiciones de trabajo recomendadas. Las características geométricas del perfil exterior de la nueva rueda son idénticas a la herramienta comercial de partida. Sin embargo, se ha rediseñado el diseño del soporte (en este caso simétrico), de la zona interior de la rueda y de la unión entre rueda y soporte. De este modo, mejora tanto la accesibilidad (inclinación respecto a la vertical de hasta 40°) de la herramienta como la transmisión de las cargas de proceso y se evita también la generación de zonas de concentración de tensiones de tracción en la rueda cerámica que conducían a su rotura. Además, la herramienta incluye un circuito interno de aire que garantiza la refrigeración continua de rodamientos y elementos metálicos en contacto con la rueda cerámica.

Tabla IV-11. Características principales de la nueva herramienta tipo rueda.

		
<b>Herramienta tipo rueda para deformar Ti-6Al-4V en caliente</b>		
<b>Soporte</b>	Simétrico	
<b>Rueda</b>	<b>Diámetro exterior</b>	100 mm
	<b>Perfil</b>	Semiesférico de diámetro 22 mm
	<b>Material</b>	Cerámica
<b>Rodamientos (2)</b>	Cónico 30203 A <sup>1</sup>	
<b>Condiciones de trabajo</b>	<b>Presión de refrigeración</b>	≥ 6 bar
	<b>Lubricación externa</b>	Nitruro de Boro (pintura) <sup>2</sup>
	<b>Lubricación interna</b>	Nitruro de Boro (espray) <sup>3</sup>

Por otro lado, se ha desarrollado un sistema de control de los ciclos de temperatura que permite gestionar de manera conjunta y automatizada, mediante un PLC, los dispositivos de calentamiento (horno + marco de resistencias perimetral) con base en mediciones de temperatura de la chapa. La Tabla IV-12 detalla de manera resumida el equipamiento utilizado.

Tabla IV-12. Equipamiento utilizado para el control de la temperatura de la chapa.

<b>Equipamiento del sistema de control de la temperatura</b>		
<b>Control</b>	<b>PLC</b>	
<b>Dispositivos de calentamiento</b>	Horno	Marco de resistencias
<b>Zonas de control de temperatura</b>	P1 - Área central de la chapa	P2 - Borde de la chapa
<b>Instrumentos para registro de temperatura</b>	Pirómetro o termopar	Pirómetro o termopar

Por su parte, la Tabla IV-13 recoge las principales características y resultados del sistema de control desarrollado.

<sup>1</sup> Aplicar grasa de alta temperatura para el mantenimiento (periodo entre desmontaje y montaje de la herramienta).

<sup>2</sup> Aplicación de lubricante al perfil semiesférico de la rueda cerámica.

<sup>3</sup> Aplicación de lubricante en los elementos internos de la herramienta.



Tabla IV-13. Características del sistema integral y automatizado para el control de los ciclos de temperatura de la chapa.

Sistema integral y automatizado para el control de los ciclos de temperatura		
Etapa	Puntos de control	Temperatura en la chapa
Calentamiento	P1 – Fijo (pirómetro)	<p>Calentamiento programado: procedimiento óptimo identificado en subapartado 3.2 del Capítulo III. Rampa lenta hasta la temperatura de consigna T1.</p> <p>En el centro de la chapa, hasta los 550 °C el calentamiento sigue el ciclo en rampa programado. A partir de ese valor la evolución de la temperatura sufre una deceleración para volver a acelerar a partir de los 620 °C hasta llegar a la temperatura de consigna.</p> <p>En el borde de la chapa no es posible alcanzar la temperatura de consiga debido a la cercanía del sistema de amarre que hace caer la temperatura drásticamente, como ocurría con el sistema en su estado inicial.</p>
	P2 – Fijo (pirómetro)	<p>Sin embargo, la homogeneidad de la distribución de temperaturas mejora respecto al empleo de un sistema sin control de la temperatura de la chapa. Con el sistema de control, el coeficiente de variación de la temperatura es un 31 % menor (5,25 % vs 7,6 %), el porcentaje de temperaturas en el rango <math>\pm 20</math> °C un 22,3 % mayor (74 % vs 60,5 %) y, además, el valor más frecuente es el programado.</p>
Temperatura de trabajo	P1 – Móvil (pirómetro)	<p>Temperatura de consigna: T1.</p> <p>Para el control de la temperatura en la zona central, el pirómetro móvil sustituye al pirómetro fijo utilizado durante el calentamiento.</p> <p>La falta de uniformidad en la aplicación del lubricante a lo largo de la chapa influye en las lecturas del pirómetro móvil ya que introducen ruido que influye en el control del horno y en la evolución de la temperatura en la chapa durante la etapa de conformado.</p>
	P2 – Fijo (pirómetro)	<p>Durante el conformado no es posible mantener el valor de consiga (700 °C). Los valores de temperatura alcanzados son ligeramente inferiores, manteniéndose, en general, entre 670 °C y 690 °C.</p> <p>A medida que la etapa de conformado avanza el sistema tiende a estabilizar y la temperatura en la pieza asciende ligeramente.</p>
Enfriamiento	P1 – Fijo (termopar)	<p>Es posible programar un enfriamiento controlado que incluya un tratamiento de alivio de tensiones intermedio.</p> <p>En ese caso, se utilizan termopares que atraviesan la manta térmica para el registro de la temperatura.</p>
	P2 – Fijo (termopar)	<p>Por debajo de cierta temperatura no es posible seguir la rampa de enfriamiento programada debido a la inercia de enfriamiento del horno.</p>

El sistema propuesto se ha validado de forma preliminar mediante la fabricación de una pieza de geometría simple. Los resultados obtenidos están asociados al empleo de la configuración experimental descrita en el Capítulo III donde el área libre de trabajo de la chapa es de 400 x 400 mm<sup>2</sup>.



---

**CAPÍTULO V. APLICACIÓN Y  
VALIDACIÓN DE DESARROLLOS PARA LA  
MEJORA DE LA PRECISIÓN GEOMÉTRICA  
DE PIEZAS DE Ti-6Al-4V**

---



# CAPÍTULO V: APLICACIÓN Y VALIDACIÓN DE DESARROLLOS PARA LA MEJORA DE LA PRECISIÓN GEOMÉTRICA DE PIEZAS DE Ti-6Al-4V

## 1 Introducción

El presente capítulo se centra en la aplicación y validación de los desarrollos tecnológicos descritos con anterioridad para mejorar la precisión geométrica de piezas de Ti-6Al-4V fabricadas mediante SPIF en caliente. En concreto, haciendo uso de una geometría diseñada a tal efecto, se valida la configuración experimental, se aplica un modelo IPM de corrección del springback y se valida la solución para eliminar las desviaciones en el perímetro de la pieza.

Así, en primer lugar, se realiza la validación de la configuración experimental desarrollada durante los Capítulos III y IV (parámetros de proceso + equipamiento) fabricando la pieza de estudio bajo diferentes condiciones de temperatura. Al mismo tiempo, se identifica la temperatura de trabajo adecuada en la chapa con base en el análisis del efecto de la temperatura sobre la precisión geométrica. En segundo lugar, se estudia el potencial del modelo IPM mencionado aplicándolo a la pieza de estudio. Se trata de un modelo desarrollado por Khan et al. [Khan, 2015] y cuyo funcionamiento se ha descrito en el Capítulo II del estado del arte. Este modelo solo se había evaluado previamente con piezas de geometría sencilla y fabricadas en frío. En tercer lugar, se realiza la validación de la solución para eliminar las desviaciones geométricas en la zona perimetral de la pieza desarrollada en el apartado 4 del Capítulo III. Para ello, se fabrican varias piezas que incluyen una superficie “addendum” cuya profundidad se define con base en el análisis del perfil de espesores y de la evolución de la fuerza de proceso.

Además, finalmente se analiza el efecto de las operaciones de acabado necesarias (descontaminación química y recorte) sobre la precisión geométrica final de la pieza.

## 2 Descripción de la geometría de estudio y de la configuración experimental

La geometría de estudio cuenta con un diseño inspirado en los rasgos geométricos presentes habitualmente en las piezas, de estructura secundaria, que recubren las góndolas (nacelles) y los soportes de unión entre ala y motor, denominados pilones (pylons), en los aviones (ver Figura V-1-a). En este sentido, la geometría de estudio (ver Figura V-1-b) cuenta con unas características geométricas (asimetría, cambios de pendiente bruscos y

combinación de áreas casi planas con otras de curvatura suave) que se han considerado representativas de los rasgos geométricos del tipo de piezas mencionadas. Este diseño se ha realizado con base en los inputs recibidos por parte de Airbus y teniendo en cuenta la configuración y limitaciones del equipamiento existente en Tecnalía.

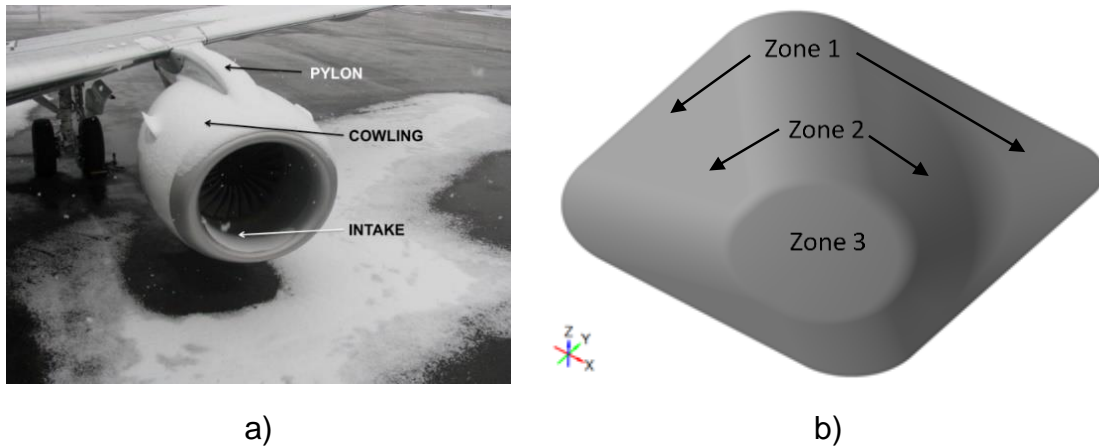


Figura V-1. a) Localización de soporte de unión (pylon) entre ala y motor en un avión; b) Pieza de estudio asimétrica con rasgos típicos aeronáuticos.

El perímetro exterior de la geometría de estudio es de  $340 \times 340 \text{ mm}^2$  mientras que cuenta con una profundidad de 70 mm. Además, como se observa en la Figura V-1-b, consta de tres zonas diferenciadas en función de su profundidad.

- Zona 1: tramo de 15 mm de profundidad con ángulo de pared variable con una zona de transición donde se produce un cambio drástico del mismo (de  $9^\circ$  a  $35^\circ$ ).
- Zona 2: tramo de 50 mm de profundidad donde toda la geometría cuenta con un ángulo de pared casi constante ( $35^\circ - 39^\circ$ ).
- Zona 3: fondo de la pieza con ligera curvatura (diferencia de alturas entre zonas exteriores y zona más profunda de 5 mm).

Para la realización y análisis de todos los ensayos detallados en el presente capítulo se han utilizado los mismos equipos y herramientas de medición utilizados previamente en el Capítulo III y Capítulo IV. En la Tabla V-1 se lista el equipamiento utilizado y se especifica la tabla en la que se describe cada uno de los elementos en los capítulos mencionados.

En los ensayos previos la chapa se posicionaba sobre el marco metálico estático (ver Figura III-22). El hueco interior de este marco es de  $400 \times 400 \text{ mm}^2$ , considerándose, inicialmente, éste el área de trabajo. Sin embargo, tras constatar en el Capítulo III los problemas de desviación asociada a la flexión de la chapa en la zona del perímetro, se ha introducido una placa soporte o backing plate, sobre la que apoya la chapa, para reducir al máximo este tipo de desviaciones. La Figura V-2 muestra el esquema final del equipamiento,

incluyendo el backing plate, utilizado para la realizar todos los ensayos SPIF. La geometría perimetral interior del backing plate (ver Figura V-3-a) es la misma que la de la geometría de estudio, con unas dimensiones ligeramente superiores ( $360 \times 360 \text{ mm}^2$  vs  $340 \times 340 \text{ mm}^2$ ) para evitar problemas de colisión entre la herramienta y la propia placa soporte.

Tabla V-1. Equipamiento experimental utilizado en Capítulo V.

Equipamiento experimental	Tabla
Máquina tipo gantry	Tabla III-8
Sistema de amarre de chapa	Tabla III-9
Sistema de control de la temperatura*	Tabla IV-12 / Tabla IV-13
Herramienta tipo rueda*	Tabla IV-11
Cámara termográfica	Tabla III-11
Equipo de medición óptico 3D	Figura III-25
Medidor de espesores	Tabla III-27

\*Desarrollos descritos en el Capítulo IV.

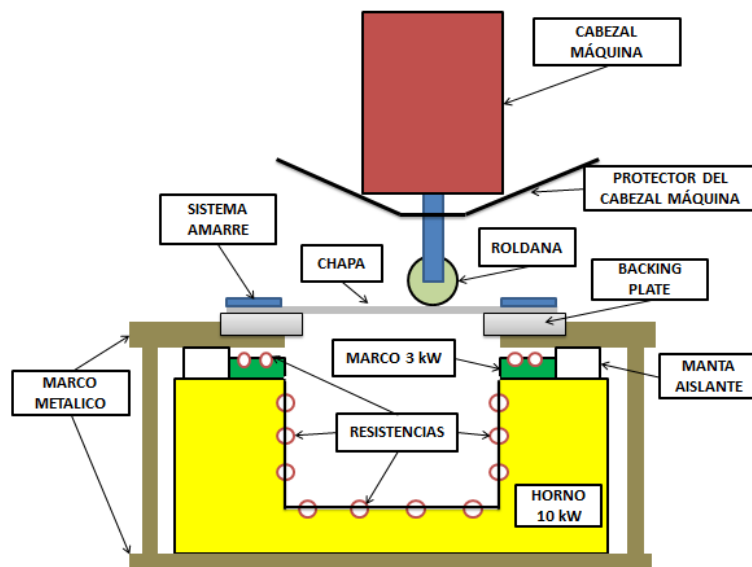
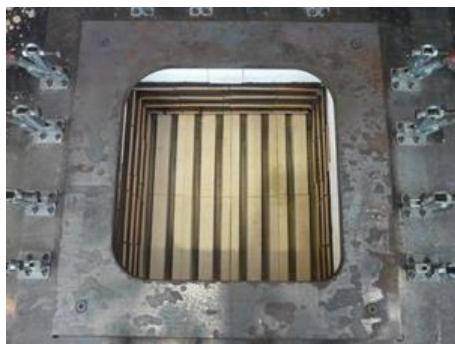
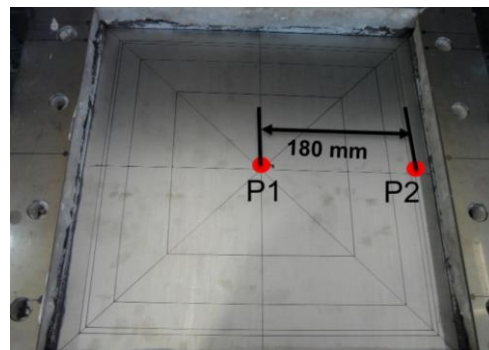


Figura V-2. Esquema de la célula SPIF utilizada en el Capítulo V.



a)



b)

Figura V-3. a) Backing plate para minimizar las desviaciones en el perímetro de la pieza; b) Puntos de control de la temperatura en chapa durante la etapa de calentamiento.

La temperatura en la chapa se ha controlado mediante el sistema desarrollado a tal efecto en el Capítulo IV compuesto por el horno, el marco de resistencias y el PLC que gobierna ambos dispositivos de manera simultánea. La programación de los ciclos de temperatura para las diferentes etapas de fabricación (calentamiento, conformado y enfriamiento) se ha realizado tal y como se describe en el Capítulo IV (ver Tabla IV-9). La Figura V-3-b muestra la localización de los dos puntos de control de la temperatura para la etapa de calentamiento.

Dependiendo del ensayo se han utilizado diferentes temperaturas de trabajo para deformar la pieza, pero en todos los casos, esta se ha enfriado aplicando el enfriamiento identificado como más adecuado en el subapartado 3.4 del Capítulo III (procedimiento E2). Este procedimiento implica realizar un enfriamiento controlado sin soltar la chapa y aplicando un tratamiento de alivio de tensiones intermedio empleando condiciones recomendadas por la bibliografía [Donachie, 2004]. Para obtener unas condiciones óptimas en cuanto al alivio de tensiones, después de la etapa de conformado la pieza se cubre con una manta térmica de fibra cerámica (ver Figura IV-14).

A excepción de la temperatura, el resto de los parámetros de proceso se han mantenido fijos en todos los ensayos. Los valores de estos parámetros se recogen en la Tabla V-2.

*Tabla V-2. Parámetros fijos de proceso durante el Capítulo V.*

<b>Parámetro</b>	<b>Valor</b>
Espesor de chapa, $t_i$ (mm)	1,6
Velocidad de avance, $f$ (mm/min)	1000
Paso vertical / Paso lateral (mm)	0,3 / 0,5
Diámetro de herramienta, $d$ (mm)	22
Lubricante	Nitruro de Boro

Todas las chapas utilizadas, de Ti-6Al-4V recocido, han sido de 500 x 500 mm<sup>2</sup> y de 1,6 mm de espesor. Se ha fijado una velocidad de avance de 1000 mm/min y en todos los casos se ha utilizado la herramienta tipo rueda, desarrollada en el Capítulo IV, con perfil semiesférico de 22 mm de diámetro y nitruro de boro como lubricante para mejorar las condiciones de rodadura entre chapa y herramienta.

Las trayectorias de conformado se han diseñado mediante el software CAM comercial PowerMill siguiendo la misma estrategia descrita en el subapartado 3.3.2 del Capítulo III, con la que la geometría de la pieza se obtiene con una sola pasada, haciendo que la herramienta siga el contorno del modelo CAD (ver Figura V-4-a). En este caso, se han combinado también los tres tipos de trayectoria descritos previamente en la Tabla III-24. Debido a que la pieza de



estudio es asimétrica, se ha optado por una trayectoria tipo “Z constante” a lo largo de su profundidad (paredes de la pieza,) con un paso vertical de 0,3 mm (ver Figura V-4-b). Para el fondo (parte central de la zona 3) donde la curvatura es muy ligera, se ha utilizado una trayectoria tipo “ráster” con un paso horizontal de 0,5 mm (ver Figura V-4-c). Por su parte, se ha utilizado una trayectoria tipo “desfase 3D” para realizar la transición entre los otros dos tipos de trayectoria, con un paso lateral de 0,5 mm. En todos los casos, la dirección de avance de la herramienta es alterna entre las líneas de la trayectoria. Además, en los tramos con estrategia tipo “Z constante” y “desfase 3D”, la herramienta se ha programado con una inclinación de 15° y 5° respectivamente con respecto a la vertical, para mejorar así las condiciones de rodadura de la rueda.

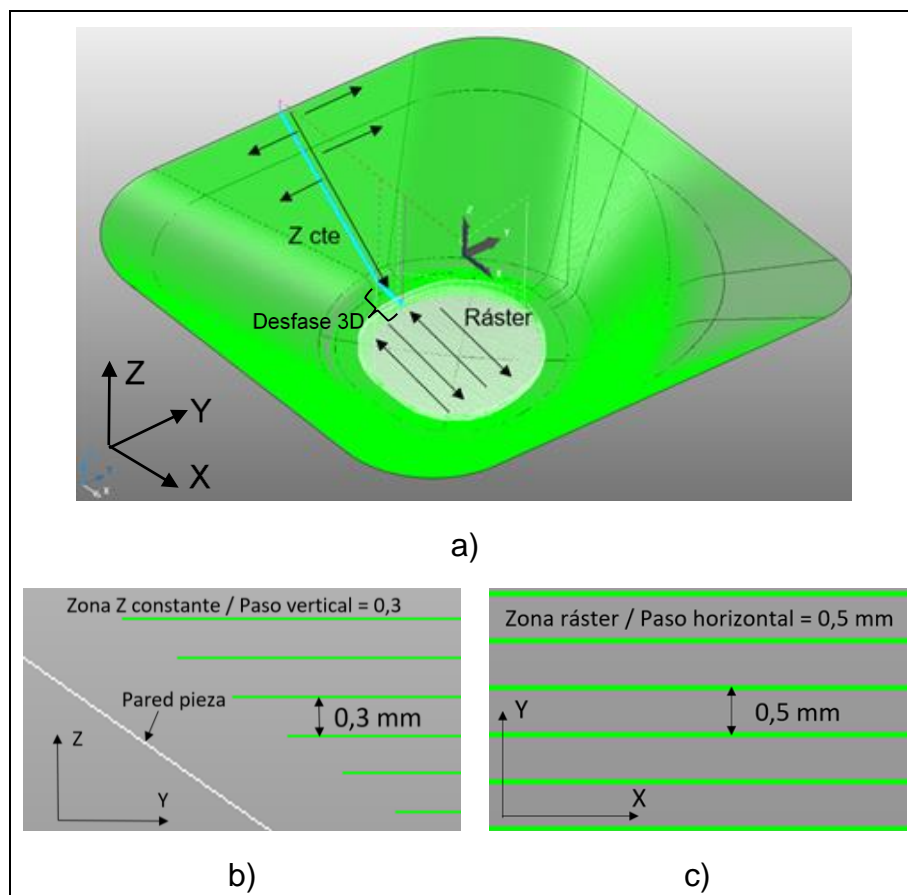


Figura V-4. a) Vista general esquemática de la trayectoria de conformado / Detalle de las líneas de la trayectoria: b) Tipo Z constante; c) Tipo ráster.

Una vez fabricadas las piezas, la superficie interior (cara por donde pasa la herramienta) de todas ellas se ha reconstruido digitalmente mediante el equipo de medición óptico 3D en las instalaciones del Departamento de Expresión Gráfica de la Universidad del País Vasco (UPV-EHU). Las reconstrucciones digitales se han comparado con el CAD original mediante el software Geomagic para cuantificar las desviaciones geométricas existentes entre piezas fabricadas y geometría objetivo.

### **3 Validación de la configuración experimental e identificación de temperatura de trabajo adecuada en la chapa**

#### **3.1 Objetivos y antecedentes**

##### Objetivos

Por un lado, este apartado tiene como objetivo validar la configuración experimental mediante la fabricación de la pieza de estudio de la Figura V-1-b bajo diferentes condiciones de temperatura en la chapa, dentro del rango que habitualmente se emplea en operaciones de “Hot Forming” de Ti-6Al-4V.

Por otro lado, se ha identificado la temperatura de trabajo adecuada en la chapa mediante el análisis de la influencia de la temperatura sobre la precisión geométrica de las piezas fabricadas.

##### Antecedentes

La configuración experimental que se desea validar se ha desarrollado y optimizado a partir del conocimiento adquirido a lo largo del Capítulo III y de los desarrollos descritos en el Capítulo IV y engloba los parámetros de proceso, ciclos de temperatura y equipamiento descritos en el apartado 2 del presente capítulo. Tanto los parámetros de proceso como los ciclos de temperatura se han identificado en el Capítulo III haciendo uso de un equipamiento de calentamiento que no permitía el control directo de la temperatura de la chapa, siendo la consigna de temperatura del horno el valor que se controlaba de forma manual. En el rango analizado, los mejores resultados en términos de formabilidad y precisión se obtenían con una temperatura de 900 °C en el horno. En el Capítulo IV se ha desarrollado un equipamiento que permite la programación automática de los ciclos de temperatura controlando la temperatura de la propia chapa. Por lo tanto, el proceso de validación de la configuración experimental actual se realiza controlando la temperatura del propio material a deformar. En el Capítulo IV se ha desarrollado también una nueva herramienta tipo rueda para deformar Ti-6Al-4V en caliente. Tanto la herramienta como el sistema de control de la temperatura de la chapa se han evaluado de forma preliminar con la fabricación de una primera pieza (ver apartado 3 del Capítulo IV). Sin embargo, se trataba de una pieza de geometría simple y, además, la configuración no incluía backing plate, aspecto este último que influye en la distribución de temperaturas que se obtiene en la chapa.

#### **3.2 Caracterización de la etapa de calentamiento de la chapa**

En primer lugar, con el objetivo de caracterizar el comportamiento del equipo de calentamiento se han realizado varios ensayos calentando chapas a

diferentes temperaturas. La Tabla V-3 muestra el objetivo y las condiciones de cada ensayo.

Tabla V-3. Ensayos de caracterización del equipo de calentamiento.

Objetivo	Temperatura chapa	Rampa programada
Identificar la temperatura de saturación del sistema	A determinar	Desde temperatura ambiente hasta 1000 °C en 170 min
Determinar comportamiento con temperatura mínima en operaciones de conformado de Ti-6Al-4V en caliente [Donachie, 2004]	540 °C	Desde temperatura ambiente hasta 540 °C en 92 min
Determinar comportamiento con temperatura recomendada en operaciones de conformado de Ti-6Al-4V en caliente [Donachie, 2004]	650 °C	Desde temperatura ambiente hasta 650 °C en 110 min

Identificación de la temperatura de saturación del sistema

Por un lado, se ha determinado la temperatura máxima que se puede alcanzar en la chapa con la configuración actual. Esta temperatura corresponde con el momento de saturación del horno, es decir, cuando éste trabaja a máxima potencia y no es capaz de proporcionar temperaturas más elevadas.

La Figura V-5 muestra la evolución de la temperatura en el centro de la chapa hasta alcanzar el valor límite. Como se observa, este valor se encuentra en torno a 700 °C. Además, a partir de 490 - 500 °C aproximadamente la curva real deja de seguir a la curva programada, sufriendo la evolución de la temperatura una deceleración. Posteriormente, a partir de 600 °C aproximadamente la evolución de la temperatura acelera drásticamente hasta alcanzar finalmente los 700 °C.

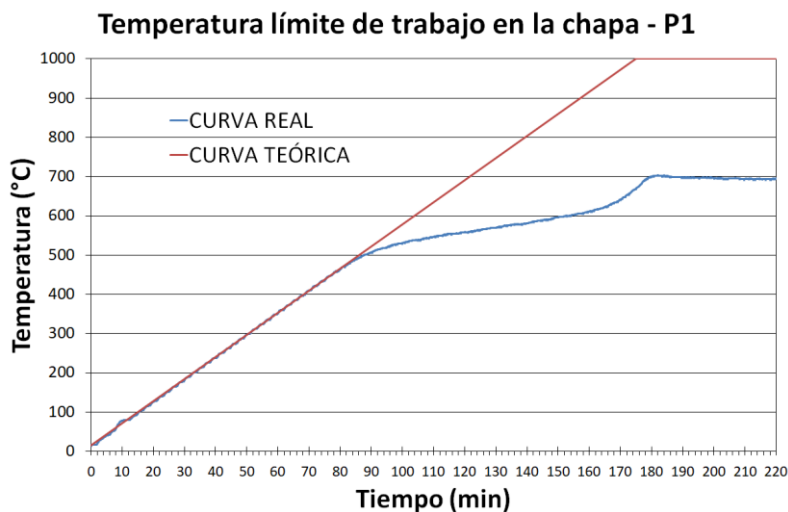


Figura V-5. Evolución de la temperatura del centro de la chapa desde temperatura ambiente hasta punto de saturación del sistema.

### Comportamiento con temperatura mínima recomendada para operaciones de conformado de Ti-6Al-4V

Por otro lado, se ha caracterizado la evolución de la temperatura hasta alcanzar 540 °C, valor que se considera el mínimo recomendado para operaciones de conformado de chapa de Ti-6Al-4V en caliente [Donachie, 2004].

La Figura V-6-a muestra la evolución de la temperatura en el centro de la chapa siguiendo las condiciones especificadas en la Tabla V-3. Se observa que la chapa alcanza la temperatura programada de forma óptima, pero necesita algo más del tiempo consignado (108 min en vez de 92 min) para alcanzarla. Esto es debido a que, como sucede en el caso anterior, a partir de 490 - 500 °C se produce una deceleración en la progresión de la temperatura.

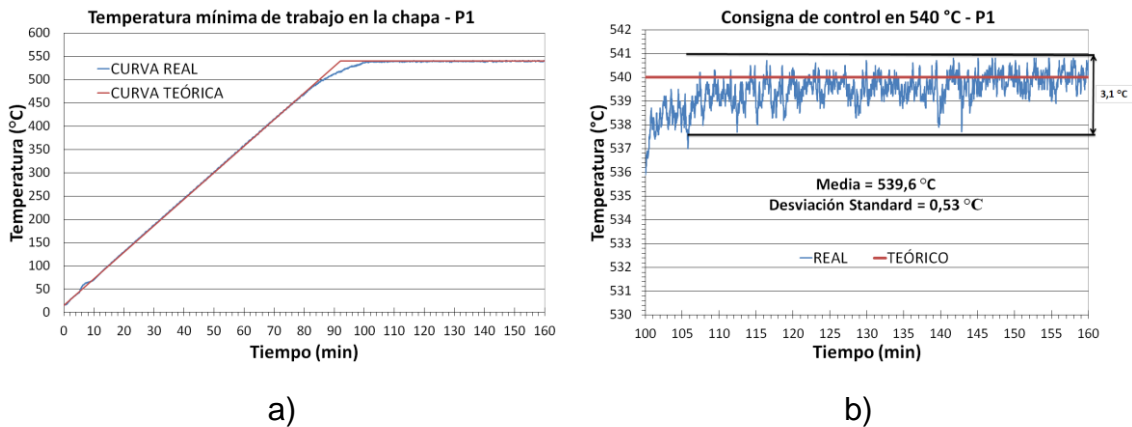


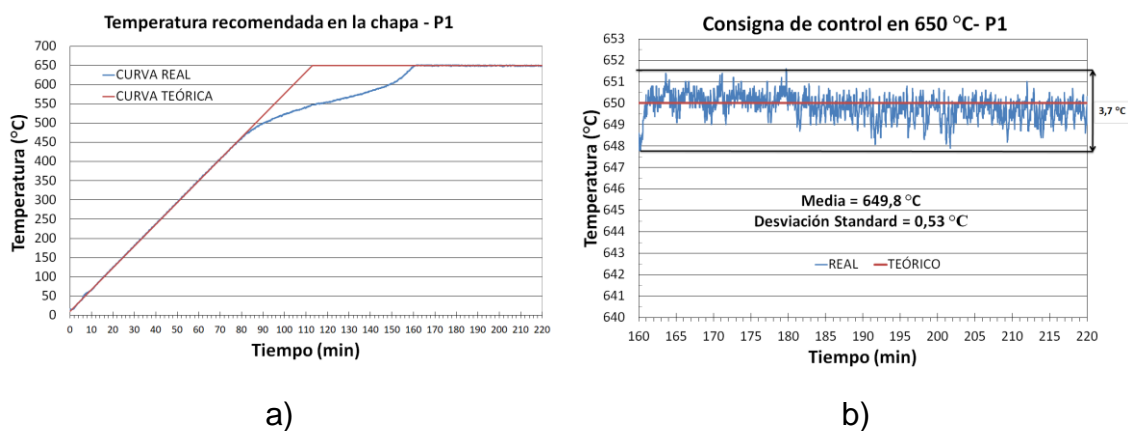
Figura V-6. Temperatura en el centro de la chapa: a) desde temperatura ambiente hasta 540°; b) una vez se ha alcanzado el valor de consigna.

Por su parte, la Figura V-6-b muestra una visión más detallada de la evolución de la temperatura una vez que se alcanzan los 540 °C. Teniendo en cuenta el funcionamiento habitual de hornos industriales [Carbolite Gero, 2020], la variación que se detecta puede considerarse muy pequeña. No existe sobreimpulso y rápidamente se obtienen valores cercanos a la consigna, por lo que el sistema puede considerarse amortiguado.

### Comportamiento con temperatura típica empleada en operaciones de conformado en caliente de Ti-6Al-4V

Finalmente, se ha caracterizado la evolución de la temperatura hasta alcanzar 650 °C en la chapa, temperatura habitualmente empleada en operaciones de conformado en caliente [Donachie, 2004] y además, en el caso del SPIF, recomendable para aumentar la formabilidad del material significativamente ( $\theta_{\max} \geq 55^\circ$ ) como se concluía en el apartado 2 del Capítulo III.

La Figura V-7-a muestra la evolución de la temperatura en el centro de la chapa siguiendo las condiciones especificadas en la Tabla V-3. Se vuelve a observar el mismo patrón que en los casos anteriores, es decir, cuando se aproxima a 500 °C el crecimiento uniforme de la temperatura de la chapa decelera hasta que vuelve a acelerar a 600 °C aproximadamente. La temperatura programada se alcanza después de 160 min aproximadamente y no tras 120 min como se había programado. La Figura V-7-b muestra una visión más detallada de la evolución de la temperatura una vez que se alcanzan los 650 °C. En este caso la variación que se detecta también puede considerarse pequeña y tampoco existe sobre-impulso al llegar a la temperatura de consigna.



a)

b)

Figura V-7. Temperatura en el centro de la chapa: a) desde temperatura ambiente hasta 650°; b) una vez se ha alcanzado el valor de consigna.

### **Análisis de la evolución del calentamiento**

El comportamiento observado durante el calentamiento de las chapas, en el que se produce una deceleración de la evolución del calentamiento a partir de 490 – 500 °C aproximadamente, solo se observa cuando se utilizan chapas nuevas. En la Figura IV-15 y Figura IV-16 del Capítulo IV, donde se representaba la evolución del calentamiento de una chapa utilizada en pruebas de calentamiento previas, y por lo tanto oxidada, no se produce tal deceleración. En el caso de las chapas nuevas, este comportamiento se puede deber a los cambios microestructurales que sufre el Ti-6Al-4V a partir de 490 – 500 °C, influyendo en la evolución del calentamiento. Estos resultados concuerdan con los obtenidos en el subapartado 2.1 del Capítulo III (ver Figura III-3 a Figura III-6), donde se concluye que a partir de 500 °C las propiedades del material sufren variaciones más drásticas con el aumento de la temperatura (descenso más pronunciado de resistencia, tensión de fluencia y módulo elástico de Young y aumento significativo de la formabilidad). A partir de 540 °C además, el Ti-6Al-4V comienza a oxidarse [Donachie, 2004]. La chapa que se había utilizado previamente cuenta con una capa oxidada desde el inicio y

explicaría las diferencias observadas a partir del rango de temperatura mencionado.

### 3.3 Validación de la configuración experimental mediante la fabricación de piezas a diferentes temperaturas

#### 3.3.1 Fabricación inicial de una pieza a temperatura de referencia

Con el objetivo de validar de forma preliminar el sistema de control de la temperatura de la chapa, así como los parámetros de proceso para fabricar satisfactoriamente la geometría de estudio actual, se ha fabricado una primera pieza programando una temperatura en la chapa de 650 °C. Se ha elegido esta temperatura de trabajo por ser una temperatura habitualmente empleada en operaciones de “Hot forming” o conformado en caliente de Ti-6Al-4V [Donachie, 2004].

#### Análisis de la fabricabilidad de la geometría de estudio

El calentamiento aplicado a la chapa ha sido el representado en la Figura V-7 y una vez alcanzada la temperatura deseada se ha llevado a cabo la etapa de conformado en la que, como se representa en la Figura V-8-a, se utiliza el pirómetro móvil para el control de la temperatura de la chapa, tal y como se describía en los subapartados 2.2.1 y 3.1.2 del Capítulo IV.

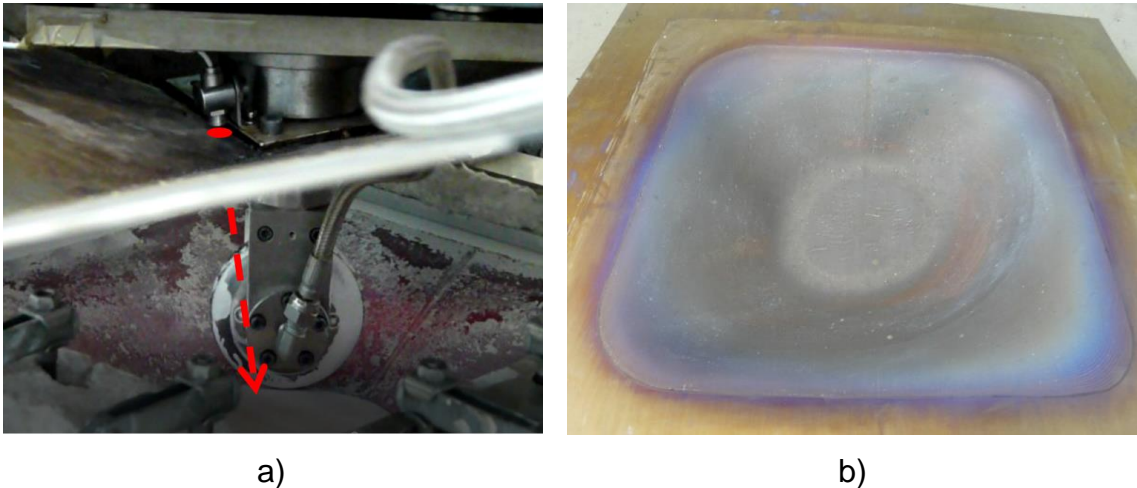


Figura V-8. Fabricación de una pieza a 650 °C: a) Representación esquemática del empleo del pirómetro móvil durante la etapa de conformado; b) Pieza final.

Durante los primeros minutos de la etapa de conformado, hasta una profundidad de 5 mm aproximadamente respecto al comienzo de la trayectoria, se ha observado que la herramienta no contactaba con la chapa. Esto es debido a que la chapa se ha deformado hacia abajo en cierto grado debido al calentamiento, como se podía esperar atendiendo al análisis de deformación de la chapa realizado en el subapartado 3.2.3 del capítulo III.

En cualquier caso, con los parámetros de proceso utilizados la pieza se ha fabricado satisfactoriamente sin llegar a la rotura tal y como se muestra en la Figura V-8-b, y como se podía deducir tomando como referencia los resultados obtenidos en la evaluación de la formabilidad del Ti-6Al-4V realizada en el Capítulo III. De esta evaluación se desprende que, con la combinación de parámetros óptima, se pueden deformar paredes de hasta  $70^\circ$  (el valor estable es  $55^\circ$ ). En el caso de la pieza de estudio actual, el valor de ángulo de pared máximo es de  $39^\circ$  por lo que bajo las condiciones de fabricación (parámetros de proceso de Tabla V-2 +  $T^{\text{a}}_{\text{chapa}} = 650^\circ\text{C}$ ) se confirma que no existe posibilidad de rotura de la pieza.

#### Revisión del tipo y del patrón de las desviaciones

En cuanto a la precisión de la pieza, la Figura V-9 muestra la comparativa entre la pieza real obtenida y la geometría objetivo. La Tabla V-4 muestra los valores más representativos extraídos del mapa de desviaciones.

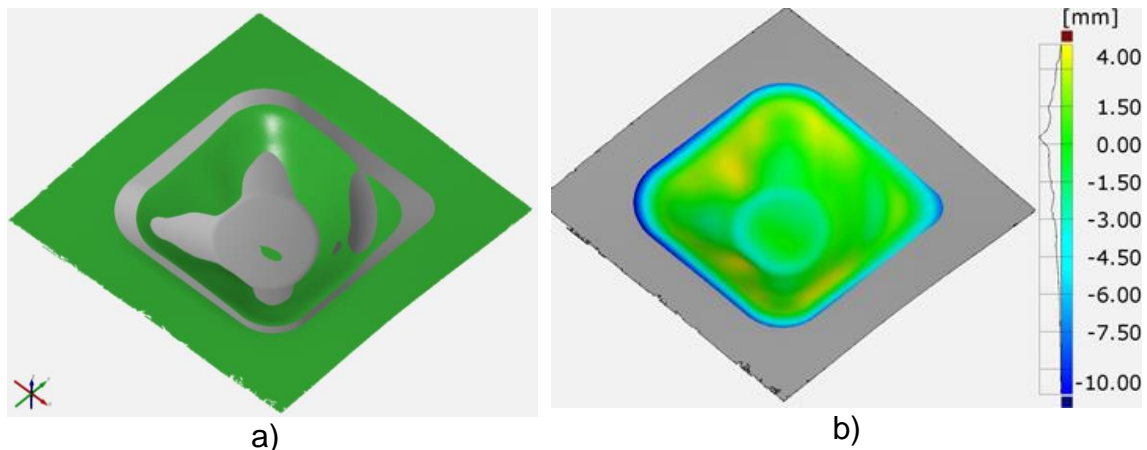


Figura V-9. a) “Best fit” entre pieza real fabricada con  $650^\circ\text{C}$  en la chapa (en verde) y geometría objetivo (en gris); b) Mapa de desviaciones.

Tabla V-4. Desviaciones de pieza fabricada con  $650^\circ\text{C}$  en la chapa.

Pieza	$T^{\text{a}}_{\text{chapa}}$ ( $^\circ\text{C}$ )	Max + (mm)	Max – (mm)	Media + (mm)	Media – (mm)	$\pm 1$ mm (%)
Dref	650	3,92	-11,14	1,288	-2,659	34,2

Como se comentaba en el subapartado 3.3.4 del Capítulo III, el mapa de colores y la tabla de resultados muestran desviación con signo positivo o negativo en función de:

- Desviaciones negativas: la pieza real queda por el exterior de la geometría objetivo (CAD). Este tipo de desviación se denomina habitualmente como “overforming” o sobredeformación.

- Desviaciones positivas: la pieza real queda por el interior de la geometría objetivo (CAD). Este tipo de desviación se denomina habitualmente como “underforming”.

En general, las desviaciones positivas están relacionadas con la recuperación elástica o springback del material. La desviación positiva máxima indica, por lo tanto, el grado máximo de springbak que sufre la pieza, que en ese caso se produce en las paredes planas de 35°.

Por su parte, la fuente principal de las desviaciones negativas es la flexión que sufre la chapa bajo la acción de la herramienta debido a la falta de una matriz de apoyo. Los valores máximos se sitúan en el perímetro de la pieza donde el “offset” existente entre éste (340 x 340 mm<sup>2</sup>) y el perímetro del backing plate (360 x 360 mm<sup>2</sup>) propicia que se genere la flexión de la chapa. En este sentido, pese a que la introducción del backing plate ha resultado beneficiosa para reducir significativamente el efecto de la flexión (desviación negativa media: -4,2 mm en T2<sup>1</sup> vs -2,7 mm en Dref), aún se aprecia una sobredeformación excesiva en el perímetro.

En el subapartado 3.4 se realiza un análisis más profundo del patrón de desviaciones, donde se incluye la influencia de la temperatura en la chapa sobre los valores de desviación, es decir, sobre la precisión geométrica.

### 3.3.2 Ensayos realizados para validar la configuración experimental en un rango de temperatura determinado

Con el objetivo de validar la configuración experimental para la fabricación de piezas en un rango de temperatura determinado se han fabricado varias piezas a diferentes temperaturas como se explica a continuación.

Los ensayos han consistido en fabricar tres piezas con tres temperaturas de trabajo diferentes. La Tabla V-5 muestra las condiciones de temperatura de los tres ensayos y el motivo por el que se han seleccionado estos tres valores para realizar el análisis.

*Tabla V-5. Fabricación de piezas a diferentes temperaturas para validar la configuración experimental.*

Ensayo	T <sup>a</sup> chapa (°C)	Comentario
D1	540	Temperatura mínima recomendada para deformar Ti-6Al-4V en operaciones de conformado de chapa [Donachie, 2004].
D2	675	Temperatura cercana a la temperatura límite de trabajo y por encima de la pieza referencia D <sub>ref</sub> .
D3	700	Temperatura límite del sistema de calentamiento.

<sup>1</sup> Pieza fabricada sin backing plate con las condiciones identificadas como óptimas en el Cap. III.



Tomando como referencia la fabricación de la pieza a 650 °C y para asegurar el contacto entre herramienta y chapa desde el comienzo, el inicio de la etapa de conformado se ha realizado tal y como se representa esquemáticamente en la Figura V-10. La herramienta ha comenzado la trayectoria programada 5 mm por debajo de lo previsto inicialmente, es decir, de Z0.

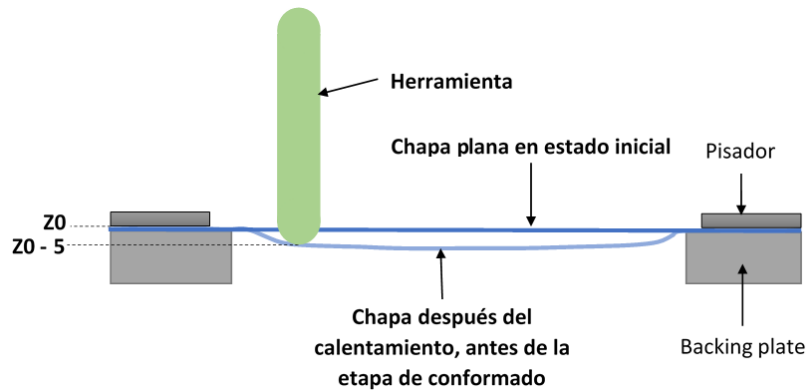


Figura V-10. Representación esquemática del inicio de la etapa de conformado.

### 3.3.3 Análisis sobre los parámetros de proceso y la herramienta

#### Parámetros de proceso

Todas las piezas de la Tabla V-5 se han fabricado de manera satisfactoria sin llegar a la rotura, por lo que los parámetros de proceso utilizados se consideran adecuados para conformar el ángulo de pared máximo que presenta la geometría (39°) en todo el rango de temperaturas analizado (540 °C – 700 °C).

En el caso de las piezas D2 (chapa a 675 °C) y D3 (chapa a 700 °C) la temperatura empleada es mayor que la utilizada con la pieza D<sub>ref</sub> (chapa a 650 °C) que se había fabricado también con éxito, por lo que, como al aumentar la temperatura aumenta la formabilidad del material, no existían dudas en este sentido.

Sin embargo, la temperatura empleada para fabricar la pieza D1 (chapa a 540 °C) es sensiblemente inferior y la pieza también se ha fabricado con éxito. Esto es así debido a que el valor de temperatura empleado es lo suficientemente elevado para obtener un grado de formabilidad del material aceptable. En este sentido, la temperatura de la chapa en D1 es mayor que la identificada como límite para fabricar la geometría presentada en el subapartado 3.3 del Capítulo III<sup>1</sup> exitosamente (condición T2, temperatura de 800 °C en el horno). En T2, donde se generaba una temperatura máxima en la chapa de 510 °C (ver Figura III-31), la temperatura se encontraba justo en el rango donde la formabilidad del Ti-6Al-4V comienza a crecer significativamente como indicaba el análisis del material base (ver Figura III-6).

<sup>1</sup> Geometría con ángulo de pared máximo de 38°, casi idéntico al de la geometría actual.

### Herramienta

La rueda cerámica se ha comportado de forma satisfactoria durante la fabricación de todas las piezas, por lo que se considera que el nuevo diseño es adecuado para deformar Ti-6Al-4V a altas temperaturas.

La geometría conformada tiene una altura de 70 mm, es decir, se encuentra en el rango de profundidad donde se producía la rotura de la rueda con el diseño inicial debido al excesivo sobrecalentamiento del eje. La Figura V-11 muestra una imagen termográfica de la herramienta durante la fabricación de la pieza D2, es decir, con una consigna de 675 °C en la chapa.

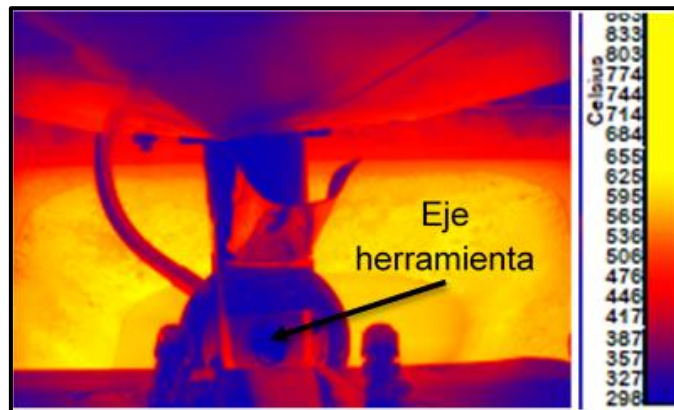


Figura V-11. Imagen termográfica durante la fabricación de pieza con consigna de 675 °C en la chapa.

La imagen corresponde con una profundidad de pieza cercana al final de la etapa de conformado y en ella se observa que el eje de la herramienta alcanza temperaturas de en torno a 300 °C como máximo, muy por debajo de las temperaturas que se generaban en la herramienta comercial que en condiciones de rotura superaban los 550 °C (ver Figura IV-5). Por lo tanto, el sistema de refrigeración de la nueva herramienta es efectivo para evitar un excesivo sobrecalentamiento.

### **3.3.4 Análisis sobre el control de la temperatura de la chapa**

#### Etapa de calentamiento

La evolución de la temperatura durante el calentamiento con la condición del ensayo D1 (consiga de 540 °C en la chapa) se ha analizado previamente (ver Figura V-6). Esta, sigue la rampa lineal programada hasta los 500 °C aproximadamente y a partir de ahí decelera, alcanzándose el valor de consigna unos pocos minutos después de lo programado. Por otro lado, la Figura V-12 representa la evolución del calentamiento durante el ensayo D2 (consiga de 675 °C en la chapa) que muestra un comportamiento idéntico al observado en la Figura V-5 donde se representaba la evolución del calentamiento con una consiga de 700 °C, es decir, la utilizada en el ensayo D3 y que corresponde

con el valor límite de temperatura alcanzable. Así, cuando se aproxima a 500 °C el crecimiento lineal de la temperatura de la chapa, que sigue lo programado, decelera hasta que vuelve a acelerar a 600 °C aproximadamente y se alcanza finalmente el valor de consigna.

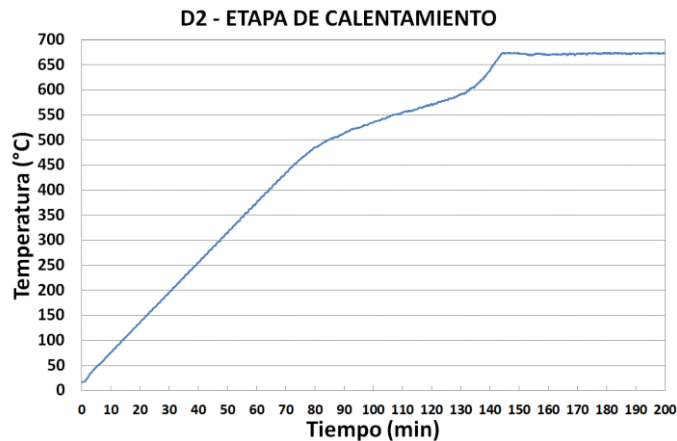


Figura V-12. Evolución de la temperatura en el centro de la chapa durante la etapa de calentamiento con consigna de 675 °C.

Respecto a la distribución de temperaturas en la chapa, la Figura V-13 muestra una imagen termográfica de esta al finalizar la etapa de calentamiento con la consigna de 540 °C, así como la distribución de la línea A (línea de 400 mm que va de un extremo a otro de la chapa) extraída de la imagen termográfica. En ella se puede observar la influencia de la presencia del backing plate ya que los valores de temperatura son muy homogéneos en la zona central de la chapa, pero disminuyen progresivamente según se aproximan a este.

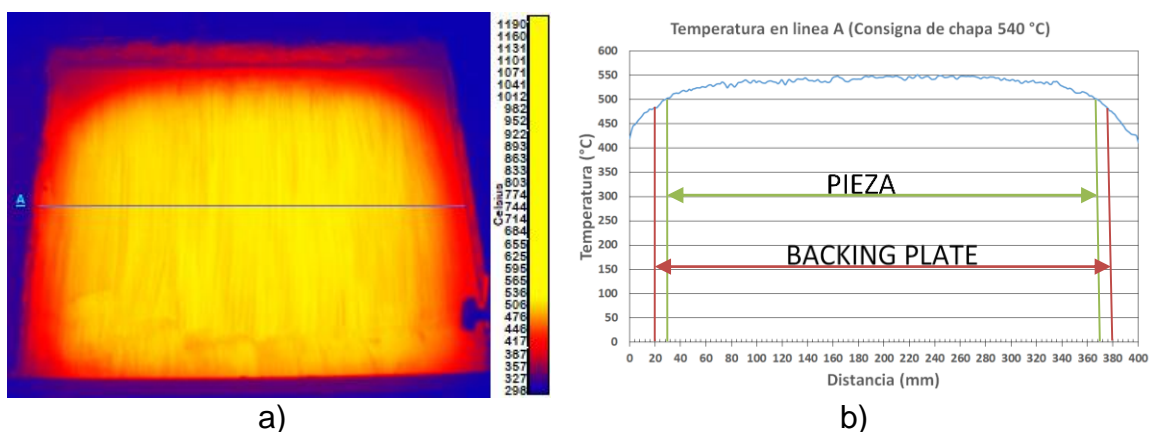


Figura V-13. a) Imagen termográfica de la chapa con el calentamiento a 540 °C; b) Distribución de la temperatura de una línea (A) extraída de la imagen termográfica.

La diferencia de temperatura entre el centro de la chapa y la zona donde empieza el contacto con el backing plate (perímetro de 360 x 360 mm<sup>2</sup>) es de 60 °C aproximadamente mientras que la diferencia de temperatura máxima dentro del área de influencia de la pieza (340 x 340 mm<sup>2</sup>) es de en torno a 40 °C.

Por su parte, la Figura V-14 muestra que, en el caso de la temperatura límite (700 °C), el efecto del backing plate sobre la distribución de temperaturas es más pronunciado. El patrón de la distribución de temperaturas de la línea A es el mismo que en el caso de 540 °C, pero las diferencias son más elevadas. Así, la diferencia entre el centro de la chapa y la zona donde empieza el contacto con el backing plate es de 120 °C aproximadamente mientras que la diferencia de temperatura máxima dentro del área de influencia de la pieza (340 x 340 mm<sup>2</sup>) es de en torno a 80 °C.

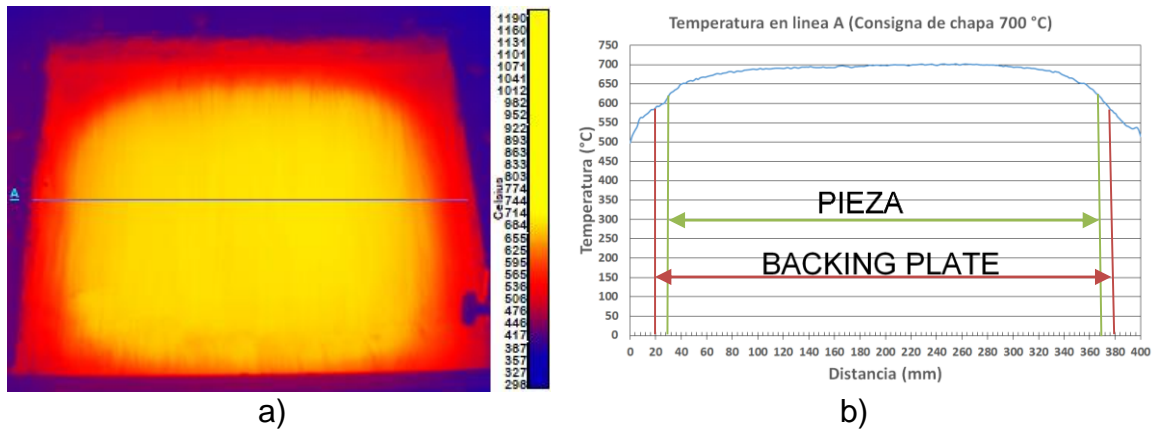


Figura V-14. a) Imagen termográfica de la chapa con el calentamiento a 700 °C; b) Distribución de la temperatura de una línea (A) extraída de la imagen termográfica.

### Etapa de conformado

La Figura V-15 muestra la evolución de la temperatura, registrada con el pirómetro móvil, durante los ensayos realizados con consigna de 540 °C y 675 °C.

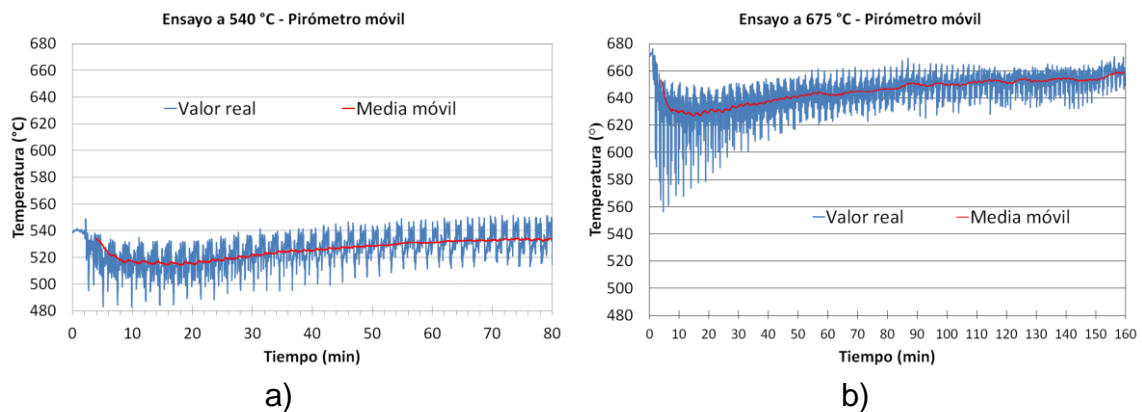


Figura V-15. Evolución de la temperatura durante la etapa de conformado de la pieza fabricada con consigna de temperatura en la chapa de: a) 540 °C y b) 675 °C.

La evolución de la temperatura, que sigue un patrón muy parecido en los dos casos, cuenta con un comportamiento casi idéntico al analizado previamente en el Capítulo IV (ver Figura IV-25) donde se concluía que los cambios repentinos de las lecturas registradas por el pirómetro influyen en el

comportamiento del sistema. Estos cambios repentinos de las lecturas de temperatura hacen que el PLC actúe continuamente activando y desactivando el horno. Así, al principio de la etapa de conformado la temperatura de la chapa disminuye, respecto a la temperatura de consigna, gradualmente hasta un punto donde el sistema estabiliza. A partir de ahí, la respuesta del sistema mejora debido a que la pieza va penetrando en la cavidad del horno y se acerca a las resistencias, por lo que a medida que avanza el ensayo la temperatura se recupera ligeramente hasta alcanzar finalmente valores cercanos a la consigna introducida.

Los cambios repentinos de temperatura están asociados, por un lado, a la perturbación que introduce la distribución poco uniforme del lubricante en la chapa como se comentaba en el Capítulo IV. Por otro lado, en este caso se observa además que, en la etapa inicial del conformado, se producen bajadas drásticas localizadas de la temperatura (zonas señaladas en círculos en la Figura V-16-a) que no se detectaban en el análisis del Capítulo IV. Estas bajadas localizadas están relacionadas con la posición y recorrido que sigue el pirómetro móvil que, al inicio, registra también las zonas más cercanas a las esquinas del backing plate. En la Figura V-14 se observa que en esa área de la chapa la temperatura cae significativamente, aspecto que no se producía en el Capítulo IV donde no se contaba con backing plate.

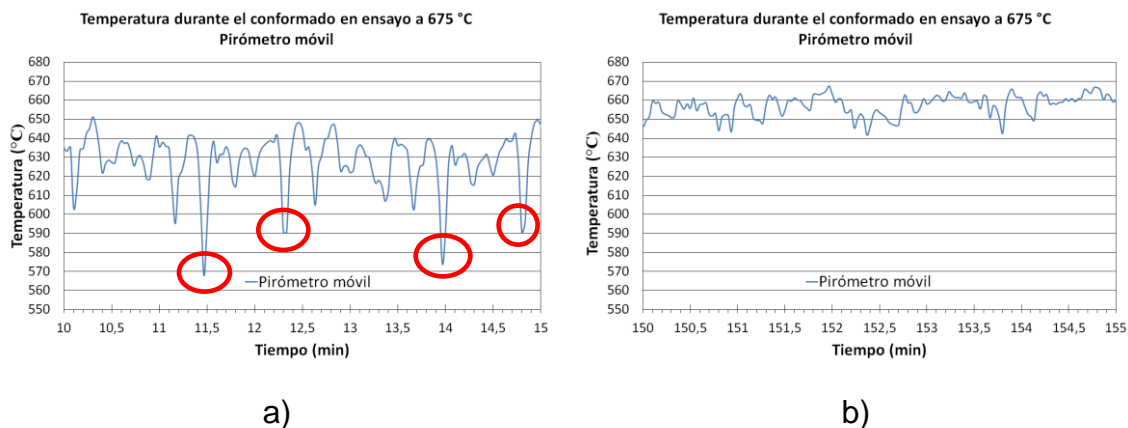


Figura V-16. Evolución de la temperatura al inicio y al final de la etapa de conformado de la pieza fabricada con consigna de temperatura en la chapa de 675 °C.

Posteriormente, a medida que avanza el conformado, estas bajadas localizadas desaparecen y las variaciones de temperatura que se registran son las relacionadas con el lubricante (Figura V-16-b).

### Etapa de enfriamiento

Al finalizar la etapa de conformado las piezas se cubren con la manta térmica de fibra cerámica (ver Figura IV-14) para aplicar el ciclo de enfriamiento que

incluye un tratamiento de alivio de tensiones intermedio. El ciclo de enfriamiento programado comprende los siguientes tramos:

- Enfriamiento lineal desde consiga inicial hasta temperatura de relajación de tensiones. En el caso del ensayo D1 no es necesario ya que la temperatura inicial coincide con la temperatura de relajación de tensiones.
- Mantenimiento a temperatura de relajación de tensiones (2,5 h a 540 °C en D1 / 2 h a 620 °C en D2 y D3). Condiciones definidas atendiendo a la bibliografía [Donachie, 2004].
- Enfriamiento lineal hasta temperatura ambiente.

La Figura V-17 muestra la evolución real de la temperatura en el centro de la chapa durante el ciclo de enfriamiento de las piezas D1 y D2. La evolución del enfriamiento de la pieza D3 es idéntica a la de D2 con la diferencia de que la temperatura inicial es ligeramente superior (700 °C vs 675 °C).

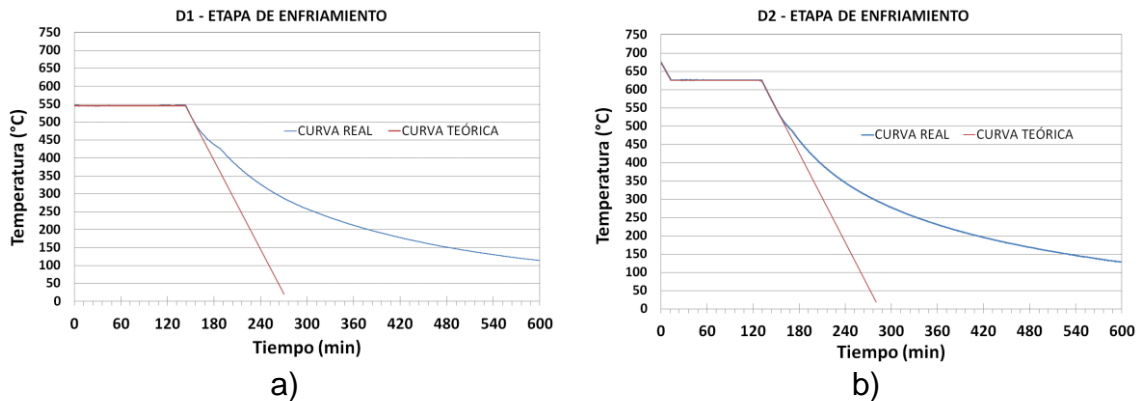


Figura V-17. Evolución de la temperatura en el centro de la chapa durante la etapa de enfriamiento de las piezas fabricada con a) 540 °C y b) 675 °C en la chapa.

En todos los casos, tanto en el primer como en el segundo tramo, la temperatura se ajusta a los valores programados. Sin embargo, en el tercer tramo, el enfriamiento real deja de seguir la rampa lineal programada por debajo de cierta temperatura debido a que el horno cuenta con una inercia de enfriamiento que no es capaz de seguir la curva teórica programada como ya se observaba en el Capítulo IV. En el ensayo con consiga inicial de 540 °C este hecho ocurre a 480 – 490 °C, mientras que en el ensayo con consiga inicial de 675 °C se produce a 510 – 520 °C, es decir, un poco antes.

### 3.4 Identificación de la temperatura de trabajo adecuada en la chapa

En el presente subapartado se ha identificado la temperatura de trabajo adecuada en la chapa con base en la evaluación geométrica de las piezas fabricadas a diferentes temperaturas.

### 3.4.1 Inspección geométrica de piezas fabricadas a diferentes temperaturas

La geometría de las piezas fabricadas a diferentes temperaturas se ha reconstruido digitalmente y se ha comparado con la geometría objetivo para obtener las desviaciones existentes y cuantificar el efecto de la temperatura en la chapa sobre la precisión geométrica. Los ajustes realizados y sus correspondientes mapas de desviaciones se representan en la Figura V-18.

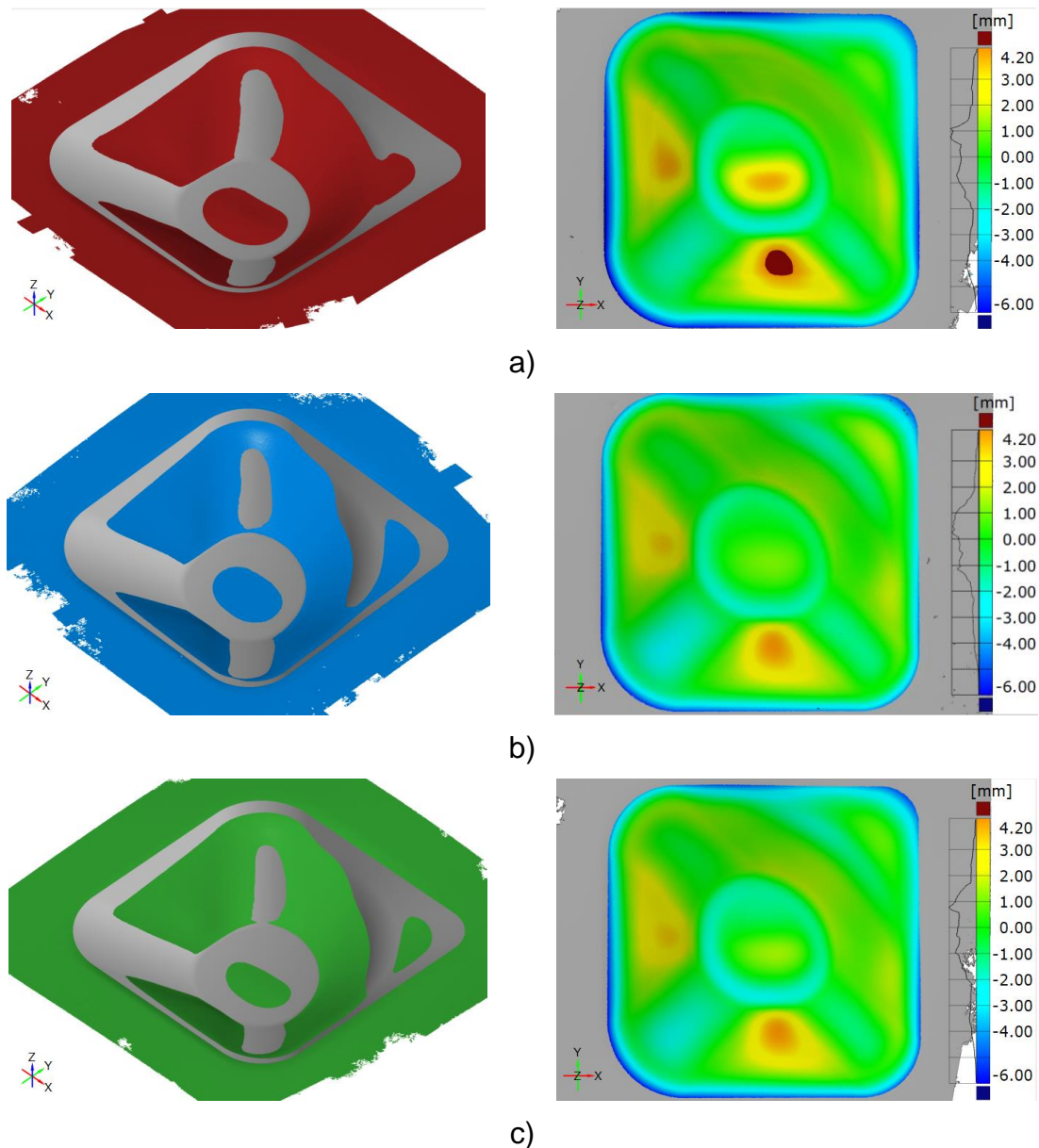


Figura V-18. "Best fit" respecto a la geometría objetivo y mapa de desviaciones de piezas: a) D1 (540 °C), b) D2 (675 °C) y c) D3 (700 °C).

Los valores más representativos (valores de desviaciones máxima positiva y negativa, valores medios positivo y negativo y porcentaje de desviaciones en el rango  $\pm 1$  mm) de estos mapas de colores se muestran en la Tabla V-6 donde también se incluyen los resultados de la pieza de referencia fabricada a 650 °C.

Tabla V-6. Desviaciones de piezas fabricadas a diferentes temperaturas en la chapa.

Pieza	T <sup>a</sup> chapa (°C)	Max + (mm)	Max – (mm)	Media + (mm)	Media – (mm)	±1 mm (%)
D1	540	4,71	-6,89	1,35	-2,21	40,2
Dref	650	3,92	-11,14	1,288	-2,659	34,2
D2	675	4,18	-5,96	1,08	-1,64	49,3
D3	700	4,18	-6,14	1,18	-1,67	44,9

Con la inspección geométrica realizada se puede concluir que el patrón de desviaciones es igual en todos los casos y el mismo que mostraba la pieza de referencia fabricada a 650 °C. Se observa que:

- Las paredes de las piezas se ven afectadas principalmente por recuperación elástica o springback del material que genera desviaciones positivas (underforming). Lo mismo ocurre en la zona central del fondo de la pieza.
- En todo su perímetro la pieza muestra desviaciones por sobredeformación asociadas a la flexión que sufre la chapa debido a la acción de la herramienta y la falta de una matriz de apoyo. Esta es la mayor fuente de desviación en la pieza. En la transición donde se produce un cambio drástico del ángulo de pared de la pieza (de 9° a 39°) se observa este mismo comportamiento, pero en menor grado y solo con las temperaturas más elevadas.
- Las esquinas de la pieza (intersección entre paredes) y la transición entre las paredes y el fondo de la pieza muestran también sobredeformación.

Es importante señalar que la pieza de referencia, fabricada a 650 °C, muestra valores negativos por sobredeformación mucho más elevados que el resto de los casos. Esto es debido a que, como se ha comentado anteriormente, en el inicio de la etapa de conformado de la pieza Dref la herramienta no contactaba con la chapa por la deformación asociada al calentamiento. Por lo tanto, comenzar la etapa de conformado 5 mm más abajo ha sido beneficioso como indican los resultados de D1, D2 y D3.

### 3.4.2 Análisis de resultados. Influencia de la temperatura de trabajo en la precisión geométrica

Analizando los valores de los mapas de desviaciones cuantitativamente se observan diferencias significativas en función de la temperatura utilizada:

- Debido al efecto reductor de la temperatura sobre el springback del material, al aumentar la temperatura las desviaciones positivas se reducen en las paredes planas (valor máximo de 4,71 mm en D1 a 4,18 mm en D2 y D3) y zona de baja curvatura (valor máximo de 3,9 mm en D1 a 1 mm aproximadamente en D2).



- El aumento de la temperatura hace aumentar las desviaciones negativas por sobredeformación en el área de la pieza que cuenta con una transición drástica del ángulo de pared (de 9° a 39°), debido a la menor rigidez del material al aumentar la temperatura.
- Sin embargo, las desviaciones por sobredeformación en la zona perimetral de la pieza disminuyen ligeramente con la temperatura (valor máximo de -6,89 mm en D1 a -5,96 mm en D2). Esto es debido a que, aumentando la temperatura, la fuerza necesaria para deformar el material es menor y consecuentemente también la deformación plástica en el área adyacente al perímetro de la pieza, la cual cuenta con una rigidez más elevada que las zonas centrales de la chapa. Esto es así ya que, como se mostraba en la Figura V-14, la temperatura en el exterior del área por donde pasa la herramienta (área de influencia de la pieza) decrece hasta valores de en torno a 580 °C en las zonas de la chapa en contacto con el backing plate. Sin embargo, la temperatura dentro del área de influencia de la pieza está en un rango de 620 - 700 °C. Así, en este caso, este gradiente de temperaturas existente entre áreas de la chapa, acentuado por la presencia del backing plate, parece beneficioso ya que rigidiza en cierto grado la zona perimetral que es la más sensible a la flexión.

Los resultados de D2 y D3 son muy similares, pero hay que destacar que en el caso de D3 el horno trabaja a máxima potencia para alcanzar y mantener la temperatura de consiga en la chapa. Esta condición de trabajo por lo tanto no se considera aconsejable. Además, el porcentaje de desviaciones en el rango de  $\pm 1$  mm es un indicador de la precisión geométrica obtenida y como muestra la Tabla V-6, los mejores resultados se han obtenido en el ensayo D2, es decir, utilizando 675 °C en la chapa. Así, se considera que la temperatura adecuada (recomendada) para deformar Ti-6Al-4V son 675 °C.

Con los resultados de la Tabla V-6 se puede concluir que, en el rango de temperaturas analizado, un aumento de 135 °C<sup>1</sup> en la temperatura de la chapa minimiza tanto las desviaciones negativas por sobredeformación (media - un 25,8 % menor) como las desviaciones positivas relacionadas con el springback (media + un 20 % menor) como se recoge en la Tabla V-7.

Tabla V-7. Comparativa entre desviaciones de D1 (chapa a 540 °C) y D2 (chapa a 675 °C).

Pieza	T chapa (°C)	Max + (mm)	Max - (mm)	Media + (mm)	Media - (mm)	$\pm 1$ mm (%)
D2 vs D1	+ 135 °C	-11,3%	-13,5%	-20%	-25,8%	+22,6 %

<sup>1</sup> Diferencia entre valor recomendado (675 °C) y mínimo (540 °C) para deformar Ti-6Al-4V.

Este aumento de temperatura conlleva una mejora de un 22,6 % en la precisión geométrica general tomando como referencia el porcentaje de desviaciones que se encuentra en el rango  $\pm 1$  mm.

Para analizar la variabilidad del proceso bajo la condición de temperatura adecuada (675 °C en la chapa) se han realizado otros dos ensayos con idénticas condiciones. En la Figura V-19 se muestran los mapas de desviaciones de las tres iteraciones realizadas mientras que los valores representativos se recogen en la Tabla V-8. Los resultados muestran una baja variabilidad entre las piezas como indica el coeficiente de variación de cada valor analizado, y, por tanto, robustez en términos de precisión geométrica.

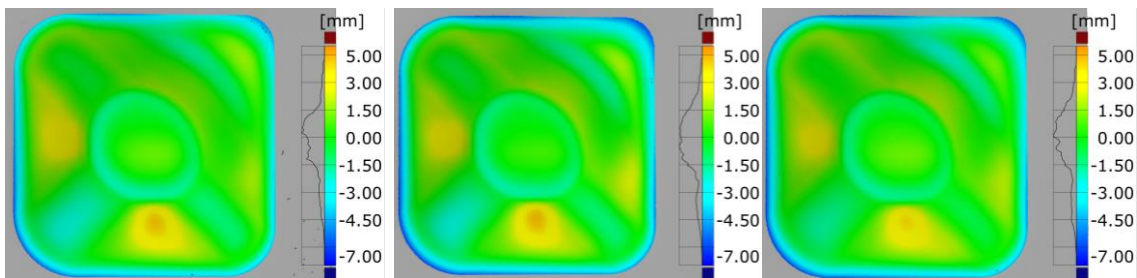


Figura V-19. Mapa de desviaciones de las tres iteraciones de pieza D2 (675°C).

Tabla V-8. Desviaciones de las tres iteraciones de pieza D2 fabricada con 675 °C en la chapa.

Pieza	Max + (mm)	Max – (mm)	Media + (mm)	Media – (mm)	± 1mm (%)
D2_1	4,18	-5,96	1,08	-1,64	49,3
D2_2	4,29	-6,45	1,18	-1,69	46,2
D2_3	3,84	-6,35	1,09	-1,77	48,3
<b>Media (mm)</b>	4,10	-6,25	1,12	-1,70	47,9
<b>Desv Stand (mm)</b>	0,23	0,26	0,06	0,07	1,58
<b>Coef Var (%)</b>	5,7	4,1	4,9	3,9	3,3

Finalmente, los resultados obtenidos con la configuración experimental actual se han comparado con los resultados iniciales obtenidos con la configuración experimental del Capítulo III. En este sentido, se han comparado los resultados de precisión geométrica (ver Tabla V-9) obtenidos utilizando las condiciones de ensayo D2 para fabricar la geometría actual con los resultados obtenidos utilizando las mejores condiciones de ensayo (E2, pieza fabricada con 900 °C en el horno, con sistema de calentamiento sin optimizar) para fabricar la geometría de la Tabla III-23 en el Capítulo III.

Tabla V-9. Comparativa de desviaciones de piezas E2 (sin control de temperatura de la chapa) y D2 (con control de temperatura de la chapa).

Pieza	T (°C)	Max + (mm)	Max – (mm)	Media + (mm)	Media – (mm)	± 1mm (%)
E2	900*	3,24	-16,06	1,09	-4,16	30,3
D2	675**	4,10	-6,25	1,12	-1,70	47,9
<b>Dif.</b>		+26,5%	-61,1%	+2,8%	-59,1%	+58,1%

\*T<sup>a</sup> de consigna del horno. En E2 la temperatura en la chapa es 664 ± 50 °C.

\*\*T<sup>a</sup> de consigna en la chapa.

En términos generales, se puede considerar que con la configuración actual la precisión geométrica ha mejorado un 58 %, como indica el porcentaje de desviaciones dentro del rango  $\pm 1$  mm. La desviación positiva media es prácticamente igual en ambos casos por lo que la mejora se debe al significativo descenso de las desviaciones negativas por sobredeformación que se producen en el perímetro de la pieza (el valor máximo desciende un 61 %). Este descenso es atribuible principalmente al uso del backing plate introducido en el presente capítulo. Sin embargo, pese a introducir el backing plate, los valores de desviación negativa por sobredeformación que se generan en el perímetro siguen siendo elevados, y continúa siendo la mayor fuente de desviación geométrica. Por lo tanto, añadir un addendum a la geometría original (solución propuesta en el apartado 4 del Capítulo III) parece razonable para minimizar al máximo este tipo de desviaciones.

## **4 Aplicación y evaluación de un modelo de corrección del springback**

### **4.1 Introducción**

En el presente apartado se evalúa el potencial del modelo de predicción y corrección del springback desarrollado por Khan et al. [Khan, 2015], con la geometría de estudio de la Figura V-1-b, fabricando piezas en caliente de un material de baja formabilidad a temperatura ambiente como es el Ti-6Al-4V. Este modelo, denominado IPM y que se ha introducido en el Capítulo II del estado del arte, previamente solo se ha evaluado con piezas de geometría sencilla fabricadas en frío y con un material de elevada formabilidad.

### **4.2 Aplicación del modelo para corregir las trayectorias**

#### *Revisión de los principios de funcionamiento del IPM<sup>1</sup>*

El modelo IPM considerado tiene como objetivo generar una geometría corregida con base en la predicción de las desviaciones geométricas asociadas a la programación de trayectorias con la geometría original. En este sentido, el input del IPM es la nube de puntos de la geometría objetivo mientras que el output es una nube de puntos “corregida”. El elemento central del IPM es un clasificador que predice las desviaciones existentes en la geometría objetivo y las corrige generando la nube de puntos corregida. Este clasificador se entrena previamente con los datos geométricos (nube de puntos) de piezas fabricadas haciendo uso de la geometría CAD original.

---

<sup>1</sup> En el subapartado 4.2.3 del Capítulo II se realiza una descripción más detallada del IPM.

Posteriormente, con la nube de puntos corregida se genera una malla optimizada (CAD corregido) que se utiliza para programar las trayectorias corregidas.

#### Evaluación del potencial del IPM aplicado a piezas de Ti-6Al-4V en caliente

En el presente trabajo se analiza la efectividad de este algoritmo utilizando dos IPM-s diferentes, entrenados de manera independiente entre sí, para corregir la trayectoria. Cada IPM ha sido generado a partir de los resultados geométricos obtenidos con la fabricación de una pieza. Es decir, se han utilizado los resultados de dos piezas, utilizando cada una de ellas de manera independiente para entrenar y generar el clasificador de cada IPM. Las piezas utilizadas, fabricadas bajo idénticas condiciones de proceso, son dos de las piezas obtenidas con la condición de temperatura óptima identificada en el subapartado 3.4.2 (piezas D2\_1 y D2\_3, ver Figura V-19 y Tabla V-8). De esta manera, se obtienen de manera individual dos nubes de puntos corregidas que se utilizan para generar otras tantas trayectorias corregidas. La Figura V-20 muestra la comparación geométrica entre la nube de puntos del CAD original (input de modelo) y la nube de puntos corregida (output del modelo) obtenida con cada IPM.

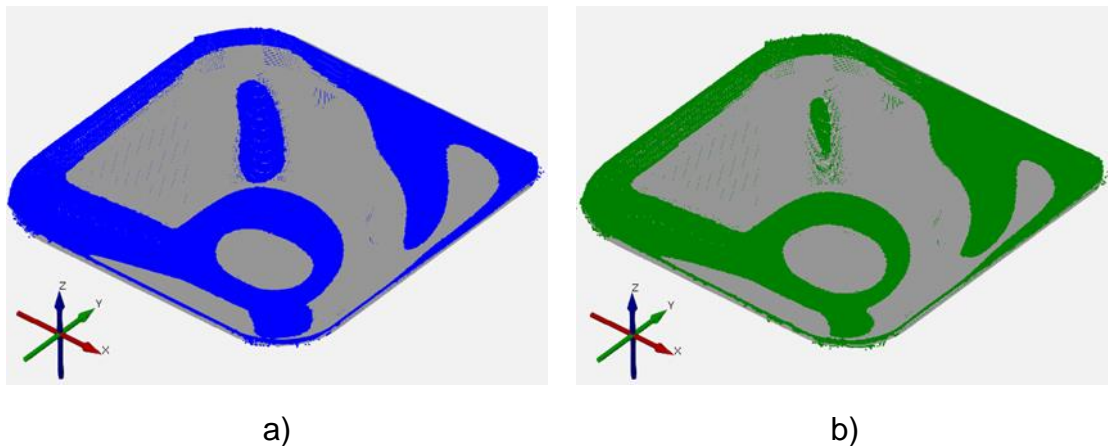


Figura V-20. Comparación de la nube de puntos del CAD original (input) respecto a la nube de puntos corregida (output) obtenida con: a) IPM-1, b) IPM-2.

Para poder realizar un análisis estadístico se han realizado tres iteraciones (tres piezas fabricadas) con cada trayectoria corregida. Además, para llevar a cabo un análisis más completo, se ha realizado una corrección adicional, alternativa al empleo del IPM, que se ha utilizado para generar otra trayectoria corregida. Esta corrección alternativa ha consistido en simplemente invertir las desviaciones en cada punto de la pieza D2\_1 respecto a la superficie de diseño original.

La estrategia de programación de las trayectorias corregidas ha sido la misma que en las piezas anteriores (ver Figura V-4). Además, todas las piezas se han

fabricado bajo las mismas condiciones de proceso (condición óptima D2 con 675 °C en la chapa).

#### 4.2.1 Inspección geométrica de las piezas fabricadas

La geometría de las piezas fabricadas con las trayectorias corregidas se ha reconstruido digitalmente y se ha comparado con la geometría objetivo (CAD original) para obtener las desviaciones existentes y cuantificar el efecto de la aplicación de los IPM-s sobre la precisión geométrica. En la Figura V-21 se observa el ajuste de cada pieza fabricada respecto al CAD original.

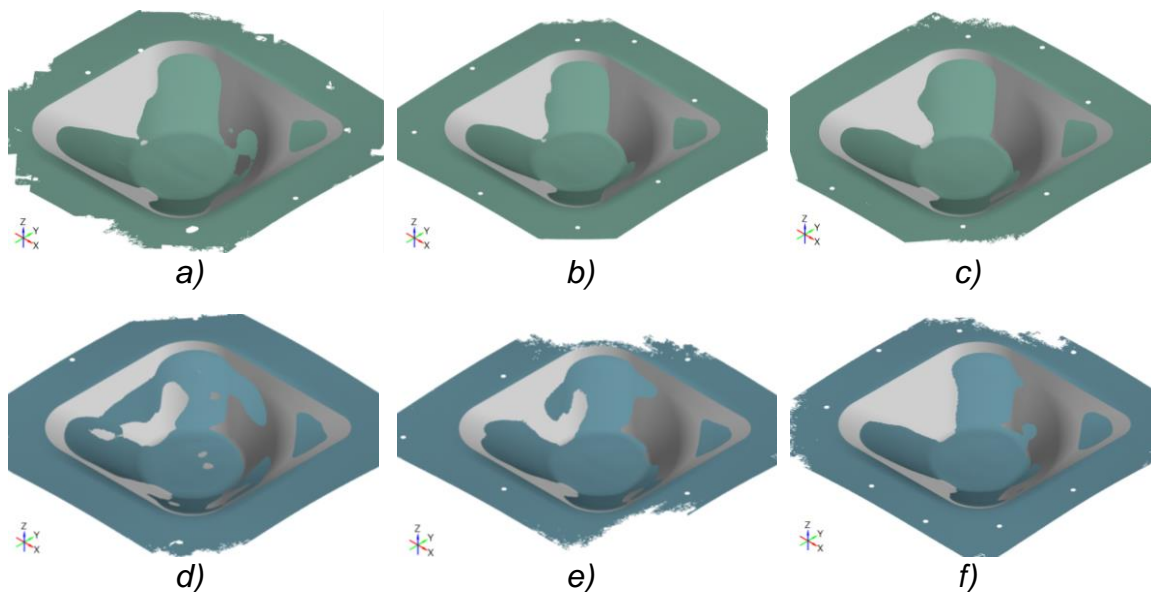


Figura V-21. "Best fit" entre CAD original y piezas fabricadas con corrección de trayectorias programadas a partir de: a - c) IPM-1 y d - f) IPM-2.

De estos ajustes se desprenden los mapas de desviaciones representados en las Figura V-22 (asociados a IPM-1) y Figura V-23 (asociados a IPM-2). En estas figuras se incluyen también los mapas de desviación de las piezas de referencia D2\_1 y D2\_3 fabricadas con las trayectorias originales.

En general, las piezas fabricadas muestran patrones de desviación casi idénticos:

- Ligera sobredeformación (desviaciones negativas) en la zona central de las paredes rectas.
- Desviaciones positivas en las intersecciones de las paredes rectas (esquinas).
- Baja desviación positiva en el fondo de la pieza que cuenta con baja curvatura.
- Región de sobredeformación tanto en el perímetro de la pieza como en áreas con cambio drástico de ángulo de pared.

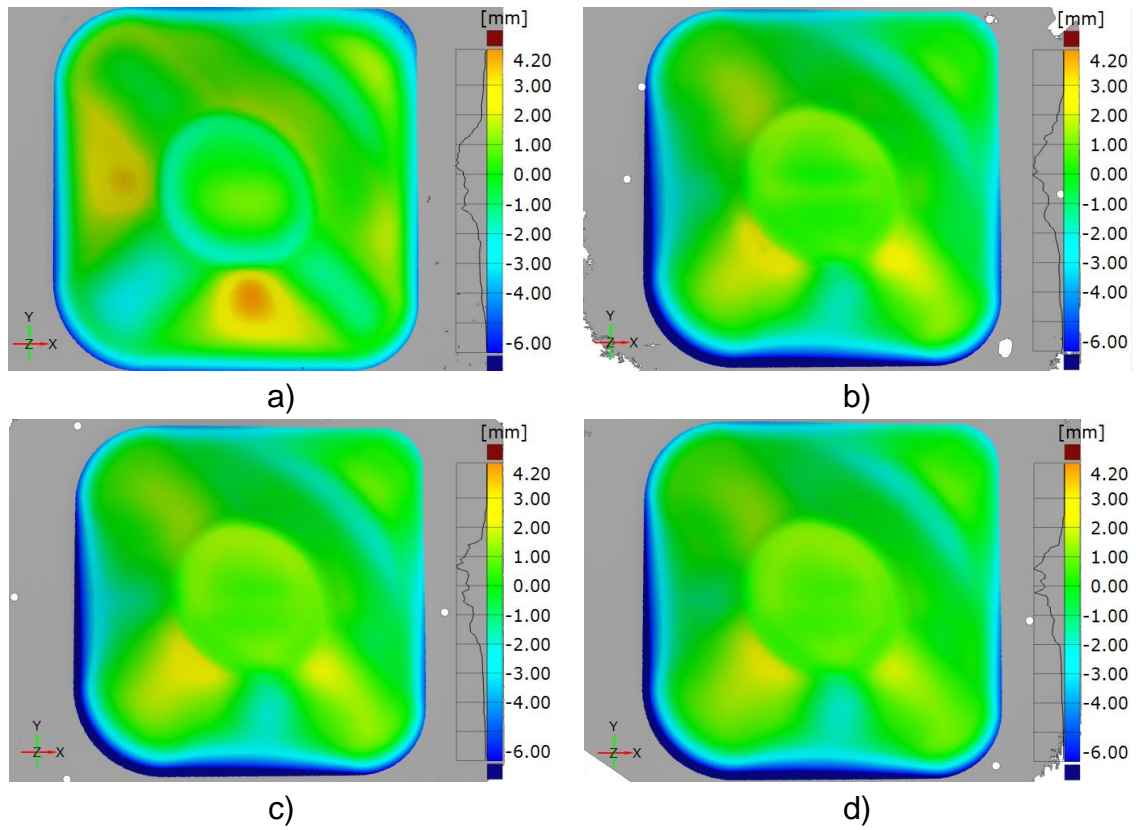


Figura V-22. Mapa de desviaciones. a) Pieza D2\_1 sin corregir; y tres iteraciones de piezas corregidas: b) D2\_1\_IPM\_I, c) D2\_1\_IPM\_II y d) D2\_1\_IPM\_III.

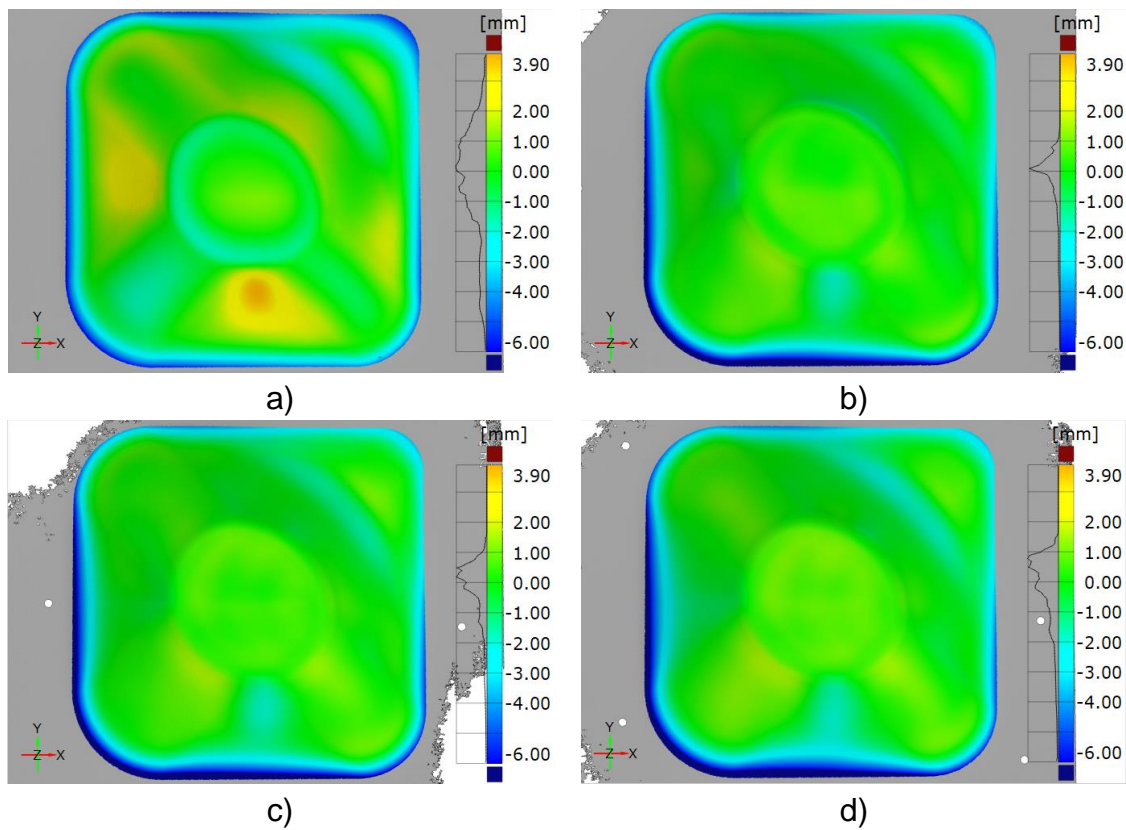


Figura V-23. Mapa de desviaciones. a) Pieza D2\_3 sin corregir; y tres iteraciones de piezas corregidas: b) D2\_3\_IPM\_I, c) D2\_3\_IPM\_II y d) D2\_3\_IPM\_III.

Los valores más representativos (valores de desviaciones máxima positiva y negativa, valores medios positivo y negativo y porcentaje de desviaciones en el rango  $\pm 1$  mm) de los mapas de colores se muestran en la Tabla V-10.

Tabla V-10. Valores representativos de desviaciones de piezas corregidas con IPM.

Pieza	Max + (mm)	Max – (mm)	Media + (mm)	Media – (mm)	$\pm 1$ mm (%)
<b>Aplicación de IPM generado con pieza D2_1</b>					
D2_1_IPM_I	2,70	-10,05	0,85	-1,85	50,0
D2_1_IPM_II	2,61	-9,98	0,86	-1,86	50,2
D2_1_IPM_III	2,34	-9,92	0,75	-1,73	57,2
Media (mm)	2,55	-9,98	0,82	-1,81	52,5
Desv.Stand (mm)	0,19	0,07	0,06	0,07	4,1
Coef.Var (%)	7,3	0,7	7,4	4,0	7,8
<b>Aplicación de IPM generado con pieza D2_3</b>					
D2_3_IPM_I	1,39	-8,88	0,36	-1,42	76,7
D2_3_IPM_II	1,56	-9,18	0,45	-1,65	70,9
D2_3_IPM_III	1,56	-9,37	0,61	-1,82	64,4
Media (mm)	1,50	-9,14	0,47	-1,63	70,7
Desv.Stand (mm)	0,10	0,25	0,13	0,20	6,2
Coef.Var (%)	6,5	2,7	26,8	12,3	8,7

Por su parte, la Tabla V-11 muestra el efecto de la aplicación de cada IPM sobre los valores de desviación tomando como referencia las piezas de originales (D2\_1 y D2\_3) fabricadas sin corrección.

Tabla V-11. Comparativa entre valores de desviación de piezas corregidas y sin corregir.

Pieza	Max + (mm)	Max – (mm)	Media + (mm)	Media – (mm)	$\pm 1$ mm (%)
D2_1	4,18	-5,96	1,08	-1,64	49,3
D2_1_IPM	2,55(-39,0%)	-9,98(+67,5%)	0,82(-24,1%)	-1,81(+10,6%)	52,5(+7,8%)
D2_3	3,84	-6,35	1,09	-1,77	48,3
D2_3_IPM	1,50(-60,9%)	-9,14(+44,0%)	0,47(-56,6%)	-1,63(-7,9%)	70,7(+46,3%)

#### 4.2.2 Efecto de la corrección de trayectorias sobre las desviaciones

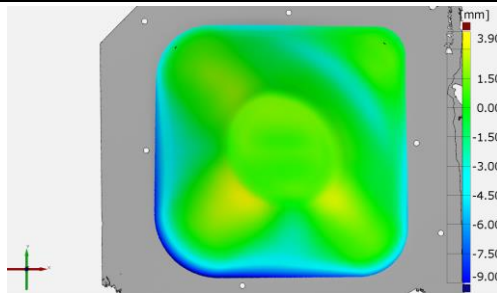
Por un lado, el análisis cuantitativo de los mapas y los valores de desviación refleja que la corrección de la trayectoria con los modelos IPM conduce a:

- Variación de las desviaciones en las paredes planas de valores positivos a negativos, pero disminuyendo considerablemente los valores absolutos (valores pico varían de +4 mm a -2 mm aproximadamente).
- Variación de las desviaciones en las esquinas de la pieza de valores negativos a positivos, sin mucha variación en los valores absolutos (valores pico alrededor de  $\pm 2$  mm).
- Variación en la localización de la desviación positiva máxima de paredes rectas a esquinas (valores picos positivos 39 – 61 % más bajos, ver Tabla V-11).
- Disminución significativa de la desviación en el fondo de la pieza y con menor variación (de -2 / +1,5 mm a -0,5 / +1 mm aproximadamente).

- Pequeña variación en la magnitud de las desviaciones en el área con variación drástica del ángulo de pared.
- Aumento significativo de la magnitud de las desviaciones en la zona perimetral de la pieza (valores pico 44 – 68 % mayores, ver Tabla V-11).

Por otro lado, la pieza fabricada con la corrección consistente en simplemente invertir la desviación de cada punto de la pieza muestra el mismo patrón de desviaciones que las piezas fabricadas utilizando el IPM (ver Tabla V-12). Sin embargo, se puede decir que este método no es eficaz para mejorar la precisión geométrica, sino todo lo contrario ya que, analizando los valores numéricos de las desviaciones, los resultados son peores no solo en comparación con los asociados a la corrección IPM sino también con los obtenidos sin realizar ningún tipo de corrección.

*Tabla V-12. Desviaciones de pieza con corrección de trayectoria (D2\_1\_C) simplemente invirtiendo la desviación de cada punto de la pieza D2\_1.*



Ensayo	Max + (mm)	Max - (mm)	Media + (mm)	Media - (mm)	± 1 mm (%)
D2_1_C	3,32	-10,28	1,09	-2,35	38,6
D2_1_C vs D2_1_IPM (%)	+30,2	+3	+32,9	+29,8	-26,5
D2_1_C vs D2_1 (%)	-20,6	+72,5	+0,9	+43,3	-20,7

El estudio ha demostrado el potencial de la aplicación del modelo IPM desarrollado por Khan et al. para la fabricación de piezas de Ti-6Al-4V, al contrario que la estrategia alternativa evaluada (consistente en invertir la desviación en cada punto de la pieza con respecto a la posición de diseño). Así, en general, los valores de desviación representativos mostrados en la Tabla V-10 muestran un efecto positivo general con la corrección de trayectorias IPM como indica el porcentaje de desviaciones en el rango  $\pm 1$  mm (mejora de hasta el 59 %).

En este sentido, el modelo es efectivo para contrarrestar las desviaciones asociadas al efecto springback a lo largo de las paredes planas y de baja curvatura como indica el descenso de las desviaciones positivas. En concreto, los valores pico positivos se minimizan significativamente (39 – 61 %) con la aplicación del IPM.

Sin embargo, se ha observado que las desviaciones negativas por sobredeformación a lo largo del perímetro son excesivas en todas las piezas.



Estas desviaciones están asociadas a la flexión que sufre la chapa bajo la acción de la herramienta y la corrección de trayectoria no es efectiva para corregir este tipo de desviaciones. De hecho, estas desviaciones aumentan con la corrección de trayectoria IPM (valores pico 44 – 68 % mayores). Este aspecto confirma la necesidad de una solución específica para contrarrestar este tipo de desviación.

Los resultados también sugieren diferencias remarcables en función de la corrección de trayectoria aplicada (utilizando piezas D2\_1 o D2\_3 para generar el clasificador del IPM). Por este motivo, los resultados obtenidos con las tres piezas fabricadas con cada trayectoria corregida se han utilizado para realizar un análisis ANOVA sobre el efecto de la trayectoria corregida en la desviación de la pieza obtenida. Como factor de respuesta se ha utilizado la desviación positiva media (indicador del efecto del springback) ya que como se ha comentado el modelo parece principalmente efectivo para contrarrestar este tipo de desviaciones. Como se observa en la Figura V-24, la trayectoria utilizada para corregir la pieza tiene un efecto significativo en la desviación positiva media resultante.

ANOVA Table						
Source of Variation	Degrees of Freedom	Sum of Squares	Mean Square	F Value	P Value Prob > F <sup>1</sup>	Significant
Model	1	0,18	0,18	17,95	0,0133	yes
A: IPM Model	1	0,18	0,18	17,95	0,0133	yes
Pure Error	4	0,040	0,010			
Cor Total	5	0,22				

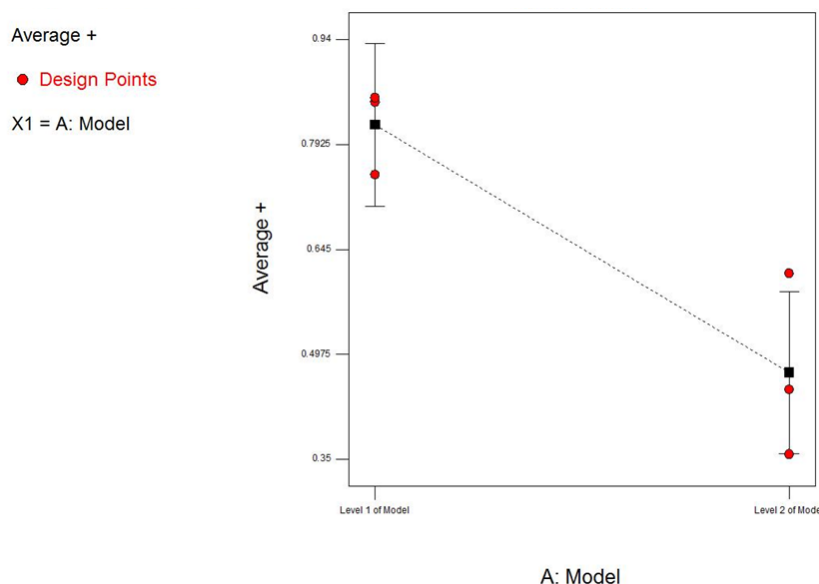


Figura V-24. ANOVA del efecto de la trayectoria corregida sobre la desviación positiva media: valores numéricos (arriba), gráfico de la tendencia identificada (abajo).

<sup>1</sup> Valores de 'Prob > F' menores de 0,05 indican que los factores del modelo son significativos.

Teniendo en cuenta el principio de funcionamiento del algoritmo IPM, esto quiere decir que la nube de puntos utilizada para generar el clasificador del IPM influye significativamente en la precisión final de la pieza. Por lo tanto, después de comprobar en el subapartado 3.4.2 que el proceso de conformado es robusto en términos de repetitividad (los resultados geométricos de las piezas D2\_1 y D2\_3 no mostraban variaciones significativas, ver Tabla V-8), se puede concluir que el algoritmo de corrección IPM es sensible a pequeñas diferencias en los datos (nubes de puntos) utilizados para la generación y entrenamiento del clasificador.

## **5 Validación de la solución para eliminar las desviaciones geométricas en la zona perimetral de la pieza**

En este apartado se realiza la validación de la solución propuesta en el apartado 4 del Capítulo III utilizando la pieza de estudio definida en el presente capítulo. Para ello, se han tomado como referencia los datos asociados a la fabricación de la pieza D2\_2<sup>1</sup>. La secuencia seguida para la validación ha sido la siguiente:

1. Registro de fuerzas de conformado durante la fabricación de la pieza a lo largo de toda su profundidad.
2. Medición del perfil de espesores.
3. Análisis de la evolución de la fuerza y espesores para estimar la profundidad de la superficie addendum necesaria.
4. Rediseño de la pieza CAD original: introducción de la superficie addendum estimada en el paso anterior.
5. Fabricación de la nueva geometría rediseñada bajo las mismas condiciones de ensayo que en D2\_2 (3 iteraciones para análisis estadístico).
6. Reconstrucción digital 3D de las piezas fabricadas con addendum.
7. Comparación entre piezas fabricadas con addendum y geometrías CAD (tanto original como rediseñada).
8. Análisis de resultados.

---

<sup>1</sup> Pieza fabricada bajo las condiciones identificadas como óptimas con una temperatura en la chapa de 675 °C.

## 5.1 Estimación de la profundidad de addendum necesaria

### 5.1.1 Empleo de la evolución de la fuerza

En la Figura V-25 se muestra la evolución de la fuerza de proceso durante la fabricación de la pieza a lo largo de toda su profundidad. La fuerza, corresponde con la generada en la dirección normal a la herramienta y se ha registrado mediante una célula de carga integrada en el eje W de la máquina. En la imagen se observa que la fuerza es relativamente baja al principio, hasta cierta profundidad donde repentinamente se produce un aumento significativo de los valores. Así, en las zonas de mayor ángulo de pared, durante los primeros 14 mm de profundidad aproximadamente, la fuerza registrada es siempre menor a 2.200 N y a partir de dicha profundidad sufre un aumento drástico pasando a 4.000 N aproximadamente. Posteriormente, estabiliza en valores de en torno a 4.500 - 5.000 N hasta alcanzar el fondo de la pieza donde la fuerza requerida vuelve a ser mucho menor.

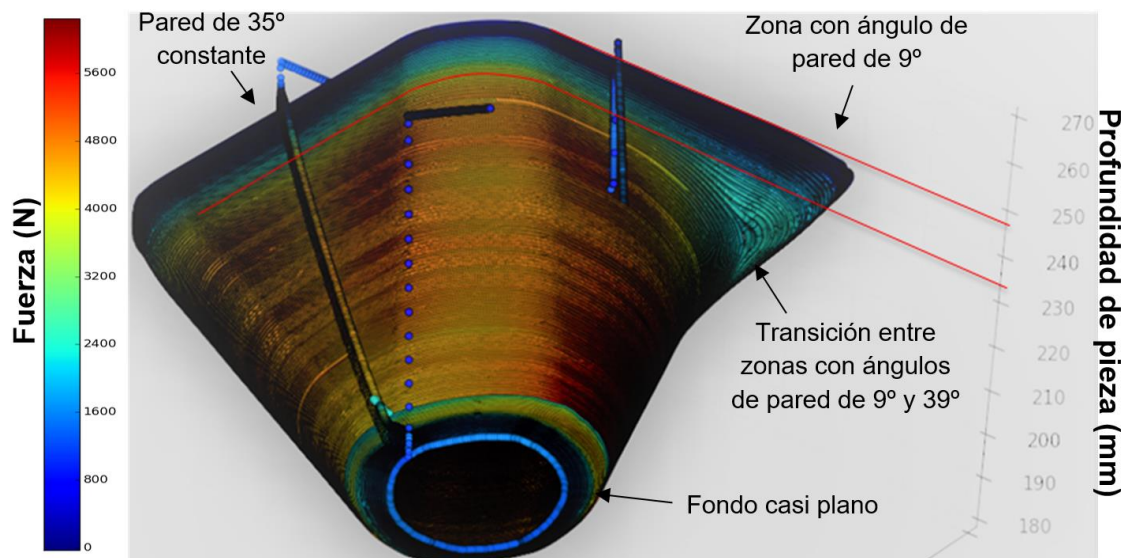


Figura V-25. Distribución de la fuerza a lo largo de la profundidad de la pieza D2\_2 fabricada con las condiciones de proceso óptimas.

Del análisis de los resultados, y como se confirma a continuación con el análisis del perfil de espesores, se desprende que los valores de fuerza claramente más bajos al inicio están relacionados con las condiciones de flexión. La fuerza requerida aumenta significativamente cuando la chapa entra en régimen de deformación incremental, donde los esfuerzos son de cortadura.

### 5.1.2 Empleo del perfil de espesores

En primer lugar, se han seleccionado sobre la reconstrucción 3D de la pieza D2\_2 los puntos en los que se desea medir el espesor, identificando la profundidad de pieza de cada uno de ellos. Estos, se han definido cada 5 mm

sobre la superficie de la pieza tanto en una pared plana como en una esquina de esta (Figura V-26-a)<sup>1</sup>. Posteriormente, los puntos se han marcado sobre la pieza real (Figura V-26-b) y se ha medido su espesor.

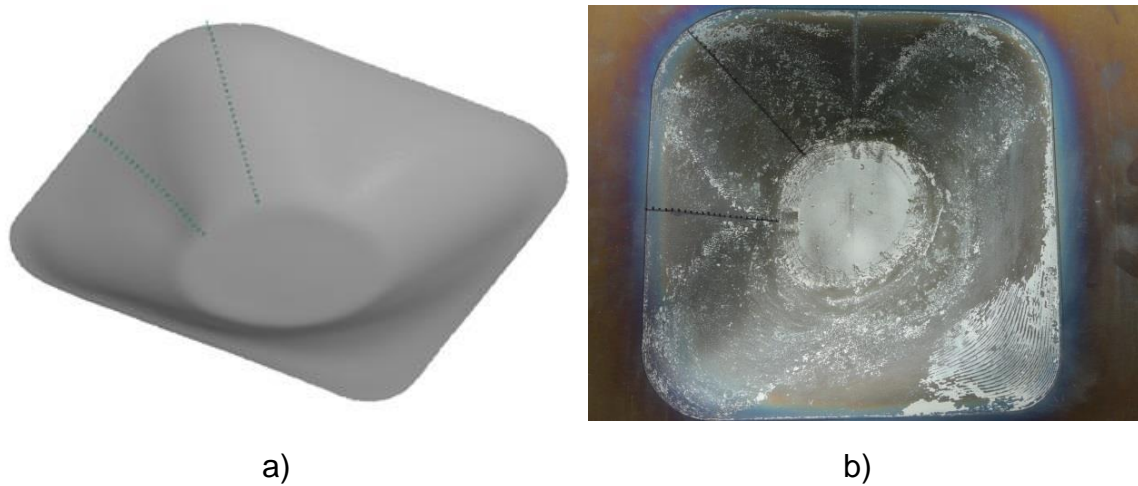


Figura V-26. Puntos establecidos para la medición de espesores en pieza fabricada con 675 °C en la chapa: a) reconstrucción 3D y b) pieza real fabricada.

Finalmente, estas mediciones se han utilizado para construir los perfiles de espesor de la pieza a lo largo de su profundidad que se representan en la Figura V-27.

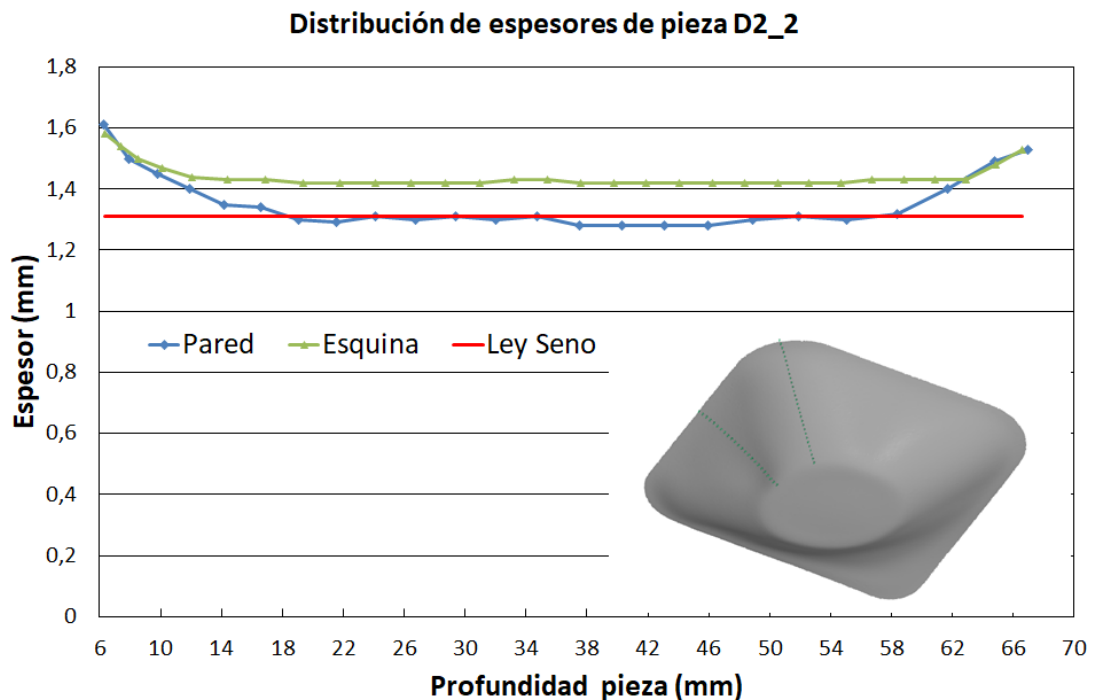


Figura V-27. Perfil de espesores de pieza D2\_2.

Como era de esperar, la distribución del espesor muestra dos zonas diferenciadas:

<sup>1</sup> Se ha utilizado el software GOM Inspect de GOM [GOM, 2020].

1. Primer tramo donde el espesor de la pared de la pieza disminuye progresivamente desde el valor inicial de 1,6 mm. Este primer tramo se considera afectado por el efecto de la flexión.
2. Segundo tramo a partir del cual el espesor de chapa tiende a estabilizar en un valor cercano al obtenido aplicando la Ley del Seno para una pared de  $35^\circ$  (1,31 mm) lo que indica que la deformación ha entrado en el régimen de deformación habitual relacionado con los procesos de deformación incremental.

Atendiendo a la distribución del espesor, se puede concluir que la pieza entra en el régimen de deformación incremental a partir de los 14 mm de profundidad aproximadamente, valor que concuerda con el análisis de fuerzas previo.

## 5.2 Introducción de addendum a la geometría objetivo

Con base en el análisis anterior, la pieza original se ha rediseñado añadiendo un addendum de ángulo de pared constante de  $35^\circ$  y 14 mm de profundidad. La superficie añadida se representa en azul en la Figura V-28-a. Para evaluar la efectividad de la solución propuesta se han fabricado tres piezas, tomando como referencia el nuevo diseño, con las condiciones de proceso óptimas D2 (ver Figura V-28-b). Para ello, se ha retirado el backing plate de la Figura V-3 ya que la pieza rediseñada cuenta con un perímetro de dimensiones superiores ( $380 \times 380 \text{ mm}^2$ ). Por lo tanto, las chapas se han colocado sobre el marco de apoyo original que cuenta con un perímetro interior de  $400 \times 400 \text{ mm}^2$ .

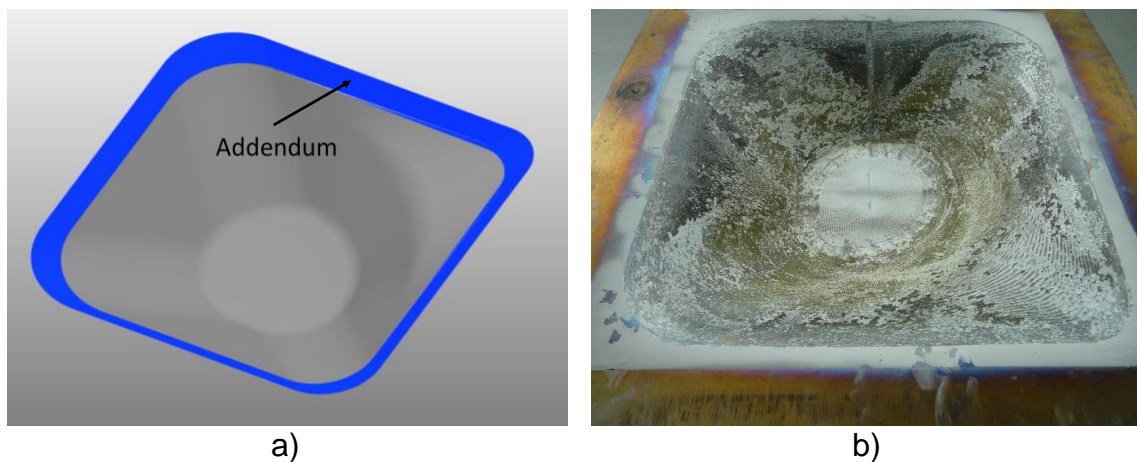


Figura V-28. Geometría con addendum: a) CAD; b) Pieza fabricada.

## 5.3 Inspección geométrica de piezas fabricadas con addendum

La geometría de las piezas fabricadas se ha reconstruido digitalmente y se ha comparado tanto con el CAD rediseñado como con el CAD original (ver Figura

V-29) para obtener las desviaciones existentes en ambos casos y cuantificar de esta manera el efecto de la introducción de la superficie addendum.

De estos ajustes se desprenden los mapas de desviaciones representados en la Figura V-30 mientras que los valores más representativos (valores de desviaciones máxima positiva y negativa, valores medios positivo y negativo y porcentaje de desviaciones en el rango  $\pm 1$  mm) de estos mapas se muestran en la Tabla V-13.

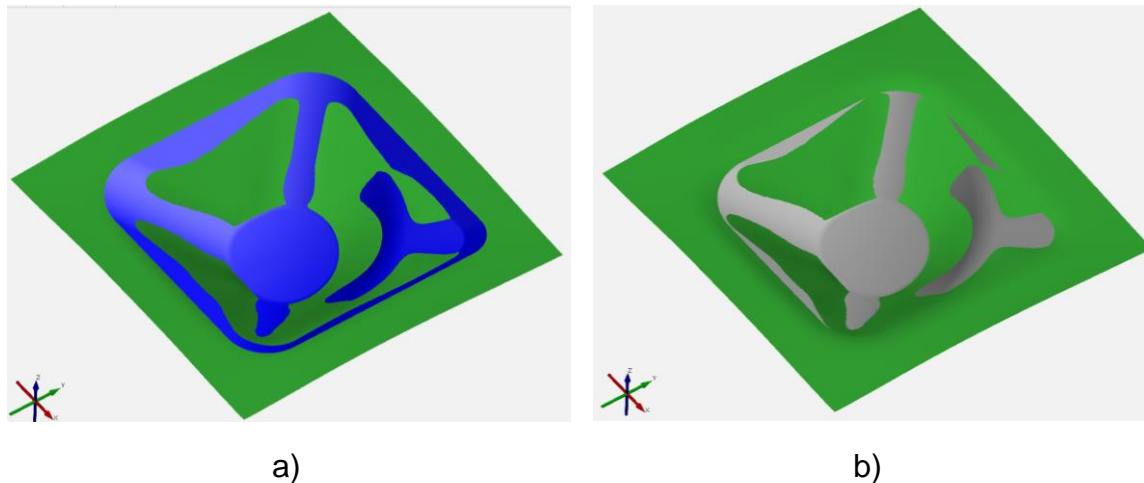


Figura V-29. Ejemplo de “best fit” entre pieza fabricada con addendum (Pieza D2A\_1, en verde) y a) CAD rediseñado (en azul) y b) CAD original (en gris).

Tabla V-13. Valores representativos de desviaciones de piezas fabricadas con addendum respecto a geometrías CAD rediseñada y original.

Pieza	Max + (mm)	Max – (mm)	Media + (mm)	Media – (mm)	$\pm 1$ mm (%)
<b>Comparación con pieza “rediseñada”</b>					
D2A_1	3,04	-12,82	0,954	-2,105	52%
D2A_2	3,28	-12,98	0,930	-2,385	48%
D2A_3	3,53	-14,03	1,081	-2,323	47%
Media, x (mm)	3,28	-13,28	0,99	-2,27	49%
Desv.Stand.,s (mm)	0,25	0,66	0,08	0,15	2,7%
Coef.Var., s/x (%)	7,5%	5,0%	8,2%	6,5%	5,5%
<b>Comparación con pieza “original”</b>					
D2A_2*	3,04	-3,99	0,956	-0,769	62%
D2A_3*	3,28	-4,26	0,934	-0,869	59%
D2A_3*	3,53	-3,90	1,084	-0,898	57%
Media, x (mm)	3,28	-4,05	0,99	-0,85	59%
Desv.Stand., s (mm)	0,25	0,19	0,08	0,07	2,7%
Coef.Var., s/x (%)	7,5%	4,7%	8,1%	8,0%	4,5%
Variación D2A* / D2A	0%	-70%	0%	-63%	+21%

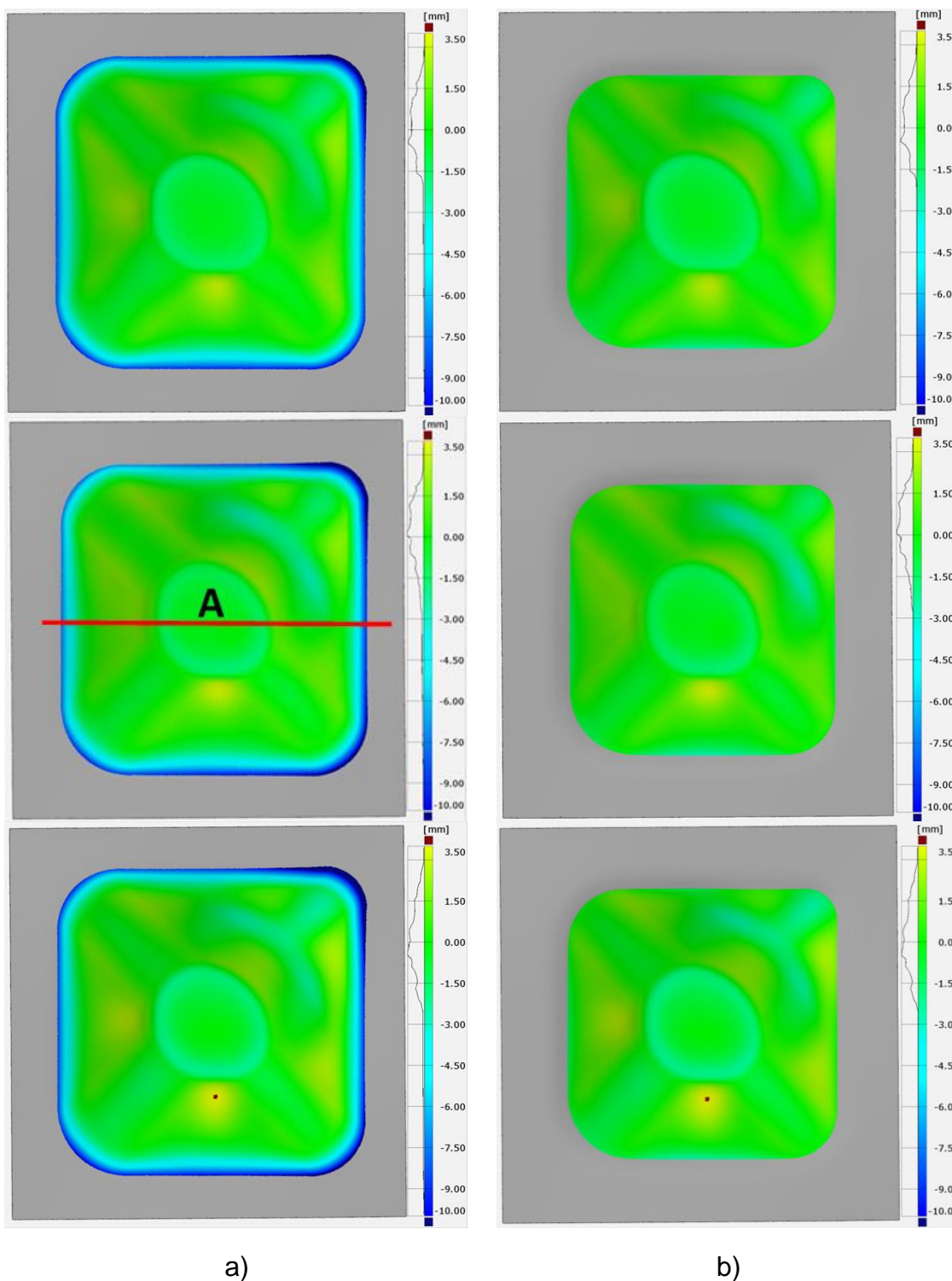


Figura V-30. Mapa de desviaciones de piezas D2A\_1, D2A\_2 y D2A\_3: a) Comparación con CAD rediseñado; b) Comparación con CAD original.

#### 5.4 Análisis de resultados

Las piezas fabricadas con superficie addendum han permitido identificar el grado de error que produce la flexión de la chapa y cuantificar al mismo tiempo el efecto positivo, sobre la precisión geométrica, de introducir dicha superficie.

Con el análisis de los mapas de desviaciones de la Figura V-30 y de los valores de la Tabla V-13 se puede concluir lo siguiente:

- Todas las desviaciones dentro de la zona del addendum son desviaciones negativas por sobredeformación. Este aspecto se observa claramente en la Figura V-31, donde se representa el perfil de desviaciones de una sección extraída del mapa de desviaciones de una de las piezas fabricadas con addendum (sección A). Es decir, la profundidad de addendum completa (14 mm) se ve afectada por flexión. Por el contrario, sobre la geometría objetivo (geometría por debajo de Z0 en la Figura V-31) el efecto de la flexión se reduce drásticamente. En este sentido, en la geometría objetivo, la desviación máxima negativa por sobredeformación es un 70 % más baja que en la geometría que cuenta con el addendum.

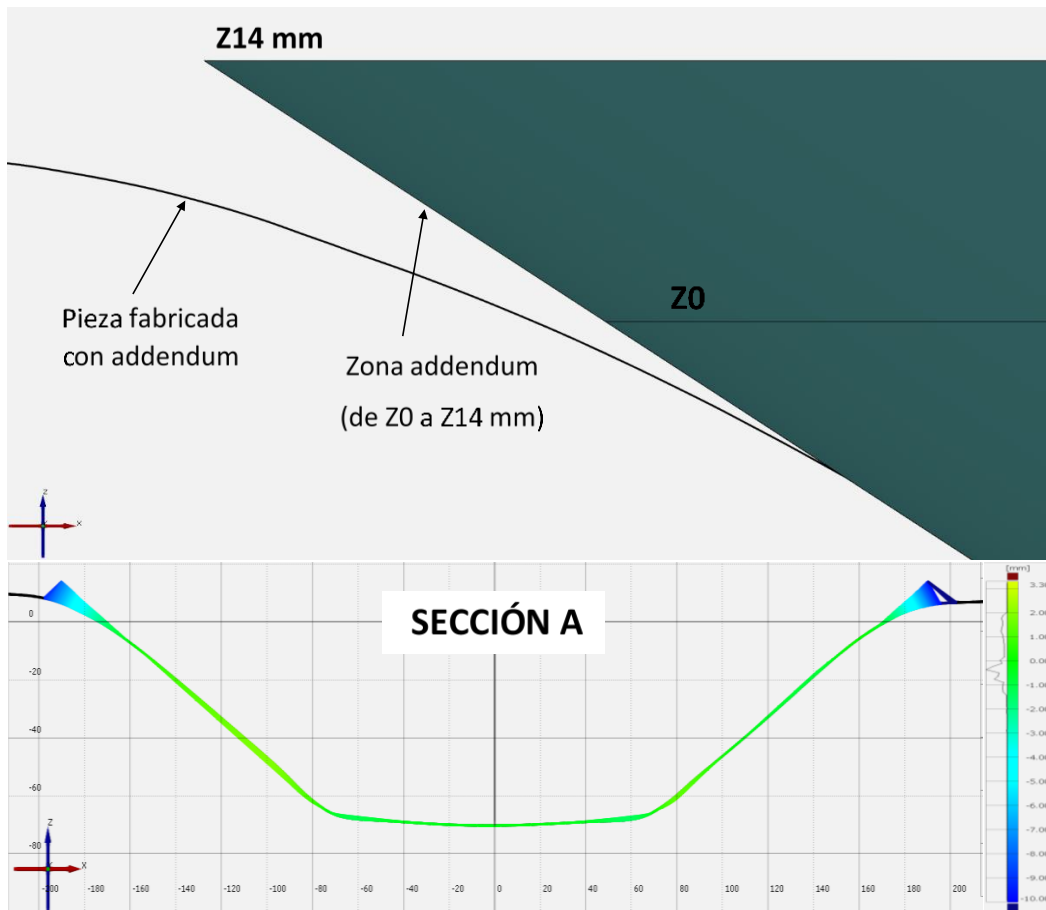


Figura V-31. Perfil de desviaciones de sección A, de pieza D2A\_2, extraído del mapa de desviaciones de la Figura V-30.

- Las desviaciones sobre la superficie addendum representan alrededor del 63 % de las desviaciones negativas por sobredeformación totales a lo largo de la pieza.



- En la geometría objetivo el porcentaje de desviaciones dentro del rango  $\pm 1$  mm es un 21 % mayor que en la geometría que incluye el addendum. Este valor se puede considerar un indicador de la influencia negativa del efecto de la flexión que hace caer significativamente la precisión geométrica. Por el contrario, este aspecto revela al mismo tiempo el efecto positivo de introducir una superficie addendum sobre la geometría objetivo. De hecho, como muestra la Tabla V-14, comparando los resultados referidos a la geometría objetivo de la pieza fabricada con addendum, D2A\*, con la pieza de referencia, D2 (pieza sin addendum), las desviaciones negativas por sobredeformación se reducen en un 50 % y la mejora de la precisión geométrica se puede cuantificar en un 23,8 % (las desviaciones dentro del rango  $\pm 1$  mm aumentan del 47,9 % al 59,3 %).

Tabla V-14. Valores representativos medios de desviaciones de piezas fabricadas sin y con addendum respecto a la geometría CAD objetivo.

Pieza	Max + (mm)	Max – (mm)	Media + (mm)	Media – (mm)	$\pm 1$ mm (%)
D2	4,10	-6,25	1,12	-1,70	47,9
D2A*	3,28	-4,05	0,99	-0,85	59,3
D2 vs D2A*	-20,0%	-35,2%	-11,5%	-50,0%	+23,8%

## 6 Análisis sobre la influencia de las operaciones de acabado en la precisión geométrica de la pieza final

### 6.1 Introducción

En este apartado se analiza la influencia de las dos operaciones de acabado necesarias (descontaminación química y recorte) sobre la precisión geométrica final. Para ello, se han seleccionado las 3 piezas corregidas D2\_3\_IPM y se les ha aplicado las operaciones de acabado mencionadas. Las piezas resultantes han sido reconstruidas con el sistema óptico de medición 3D y los resultados obtenidos han sido analizados en términos de precisión geométrica.

### 6.2 Descontaminación química y recorte de las piezas

Debido a las altas temperaturas de trabajo y a la ausencia de una atmosfera protectora las chapas de Ti-6Al-4V se oxidan significativamente durante el proceso como se observa en la Figura V-32 donde se muestra una de las piezas fabricadas. Además, se observa también que en la cara interior se quedan incrustados restos de lubricante debido a la acción de la herramienta contra la chapa.

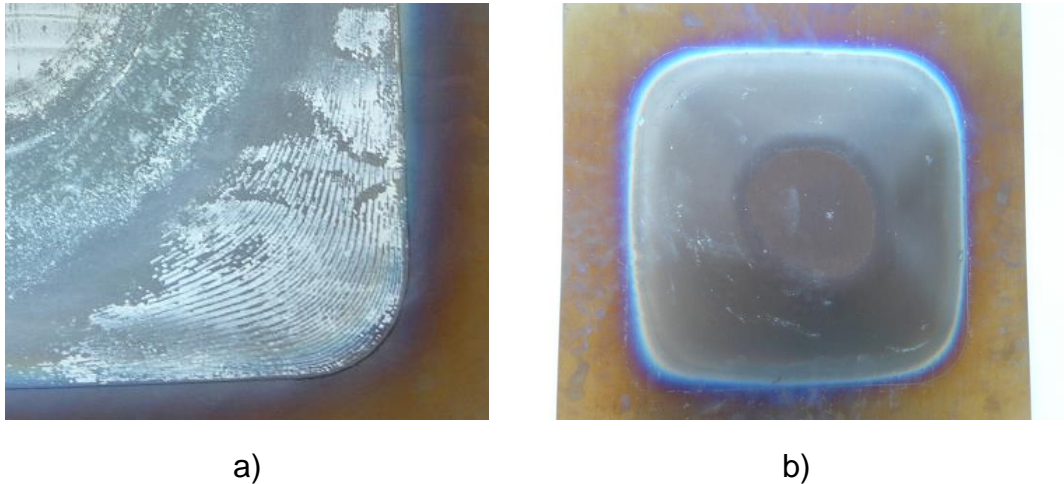


Figura V-32. Pieza final antes de las operaciones de acabado: a) Cara interior; b) Cara exterior.

Por estos motivos, queda patente la necesidad de descontaminar las piezas tras el proceso de conformado, por lo que en el presente trabajo se propone una solución mediante descontaminación química de las mismas. La solución consiste en aplicar el siguiente procedimiento de limpieza superficial a las dos caras de las piezas:

1. Limpieza general manual con MEK.
2. Chorreado de arena con Corindón blanco de 120 Fepa (90-125  $\mu\text{m}$ ).
3. Decapado Flúor-Nítrico.
4. Desoxidado en ácido nítrico.
5. Limpieza final con MEK.

Por otra parte, para eliminar los extremos de la chapa no pertenecientes al diseño de pieza original (material sobrante), las piezas se deben recortar siguiendo el perímetro real de la pieza diseñada.

### **6.2.1 Estimación de espesor de material a eliminar por descontaminación química**

Antes de realizar la descontaminación química de las piezas y con el objetivo de estimar el espesor de material a eliminar, se ha medido el espesor de la capa de oxidación de tres muestras extraídas de una pieza fabricada bajo las mismas condiciones que las piezas a descontaminar. La Figura V-33 muestra la localización de las tres muestras extraídas de la pieza y la micrografía de la capa oxidada de una de las zonas.

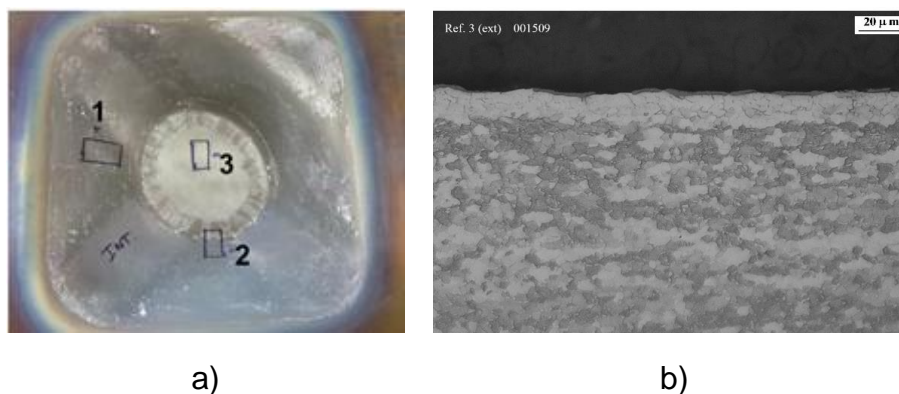


Figura V-33. a) Localización de muestras extraídas para el análisis de la capa de oxidación; b) Capa de oxidación de la zona 3 exterior.

Se han realizado cinco mediciones en cada muestra y como se observa en la Tabla V-15 los valores medios se sitúan en un rango comprendido entre 6 y 14  $\mu\text{m}$  con valores ligeramente más elevados en la cara exterior de la pieza (cara que no tiene contacto con la herramienta y que queda en la cavidad del horno). Esto es atribuible al gradiente térmico existente entre caras de la chapa, ya que durante el enfriamiento la cara interior de la pieza (por donde ha pasado la herramienta) cuenta con temperaturas ligeramente más bajas, tal y como se desprende de la Figura III-38 que representaba la evolución de la temperatura con el procedimiento de enfriamiento identificado como óptimo (E2).

Tabla V-15. Espesores de capa de oxidación.

Punto	Cara exterior			Cara interior		
	Zona 1 ( $\mu\text{m}$ )	Zona 2 ( $\mu\text{m}$ )	Zona 3 ( $\mu\text{m}$ )	Zona 1 ( $\mu\text{m}$ )	Zona 2 ( $\mu\text{m}$ )	Zona 3 ( $\mu\text{m}$ )
1	5,8	7,8	13,2	3,6	7,6	9,2
2	6,0	8,8	12,8	7,0	5,6	10,6
3	6,8	14,2	14,6	6,4	9,4	12,8
4	6,6	10,2	15,6	5,4	12,8	6,8
5	6,8	9,0	13,6	6,8	8,2	8,6
Media	6,4	10,0	14,0	6,1	8,7	9,6

### 6.2.2 Realización de las operaciones de acabado e inspección geométrica

Tras estimar el espesor de capa de oxidación a eliminar, se ha realizado la descontaminación química de las dos caras de las piezas aplicando el procedimiento mencionado anteriormente. Estas operaciones se han realizado en la empresa Metraltec [Metraltec, 2020]. Los parámetros del ataque químico se han ajustado con base en el espesor de capa de oxidación medido para eliminar el mismo espesor por ambas caras.

Posteriormente, las piezas se han recortado en la máquina de corte por chorro de agua que se muestra en la Figura V-34-a para eliminar las zonas de la

chapa no pertenecientes a la geometría objetivo final. La trayectoria de corte programada se muestra (en rojo) en la Figura V-34-b, la cual define el perímetro de la geometría objetivo.

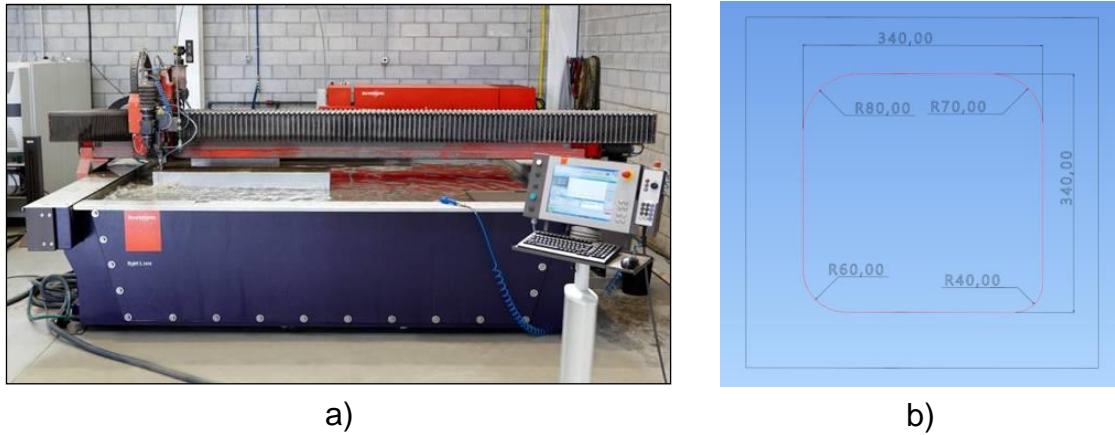


Figura V-34. a) Máquina de corte por chorro de agua, Byjet L2030®, disponible en Tecnalía y b) Trayectoria de recorte de pieza.

Una de las piezas descontaminadas se muestra en la Figura V-35 antes y después de la operación de recorte.

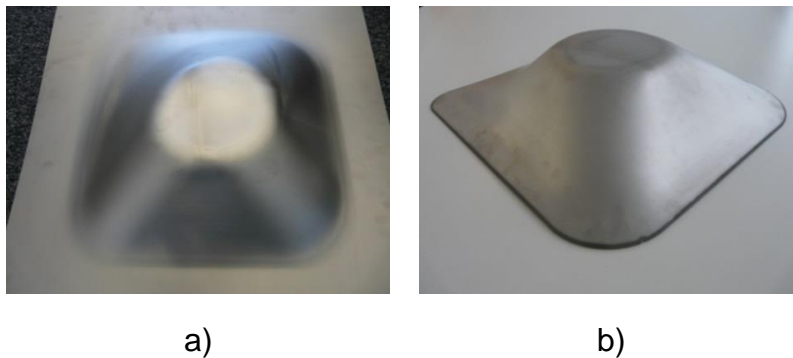


Figura V-35. Cara exterior de pieza descontaminada: a) antes y b) después de ser recortada.

La geometría de las piezas a las que se les ha aplicado las operaciones de acabado se ha reconstruido digitalmente y se han comparado con la geometría objetivo (ver Figura V-36) para obtener las desviaciones existentes y cuantificar el efecto de las operaciones de acabado sobre la precisión geométrica.

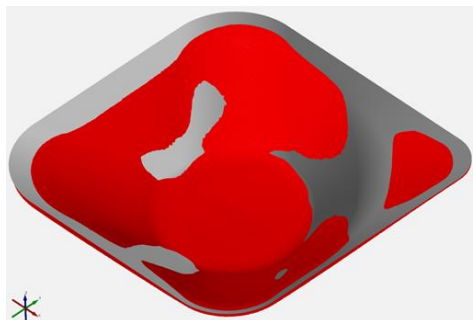


Figura V-36. Ejemplo de "best fit" entre pieza final tras las operaciones de acabado (en rojo) y CAD original (en gris).

De estos ajustes se desprenden los mapas de desviaciones representados en la Figura V-37.

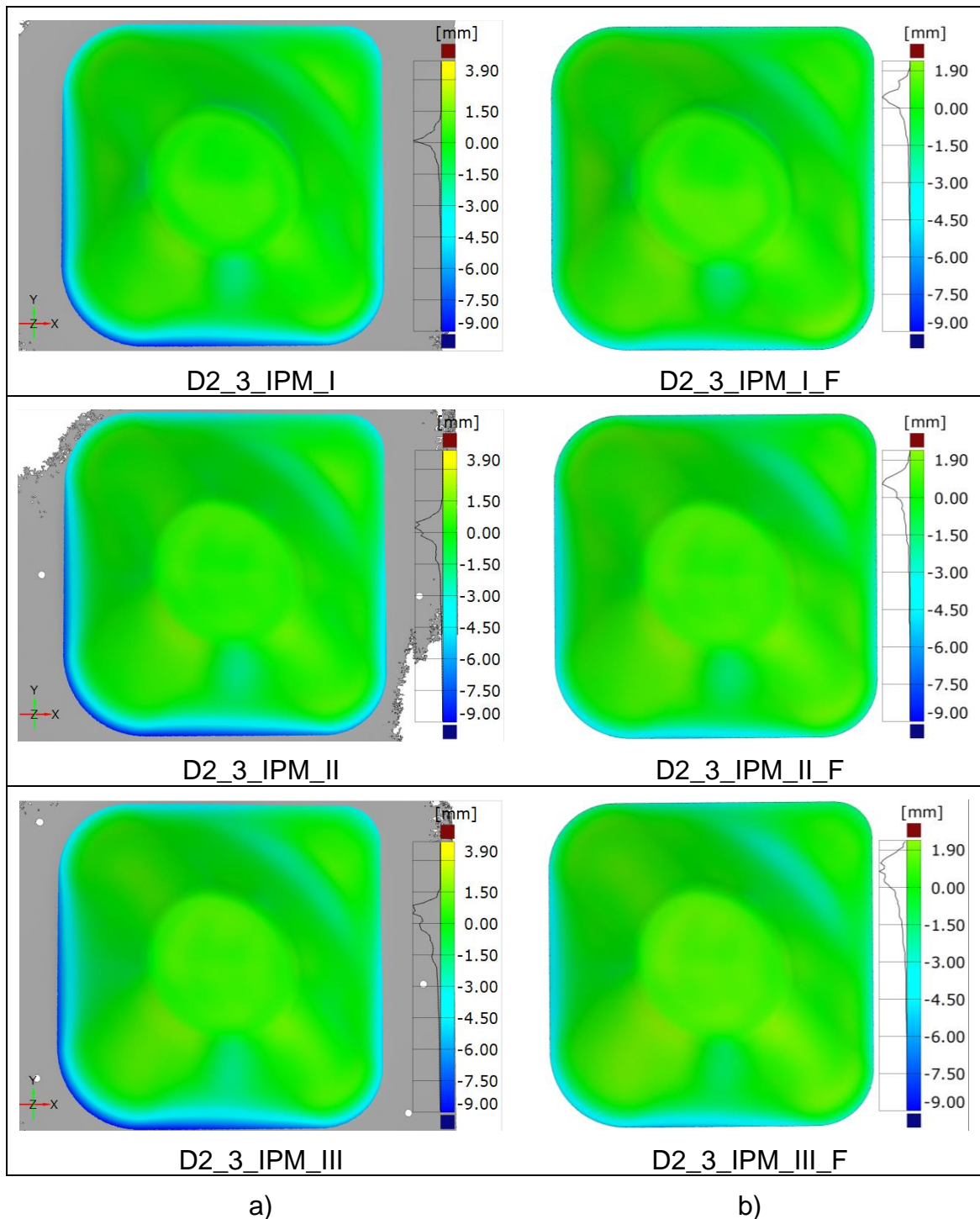


Figura V-37. Mapa de desviaciones de piezas: a) antes y b) después de las operaciones de acabado.

Los valores más representativos (valores de desviaciones máxima positiva y negativa, valores medios positivo y negativo y porcentaje de desviaciones en el rango  $\pm 1$  mm) de estos mapas de colores se muestran en la Tabla V-16.

Tabla V-16. Valores representativos de desviaciones tras las operaciones de acabado.

Pieza	Max + (mm)	Max – (mm)	Media + (mm)	Media – (mm)	$\pm 1$ mm (%)
D2_3_IPM_I_F	1,55	-5,67	0,556	-1,241	76,5
D2_3_IPM_II_F	1,72	-5,58	0,611	-1,234	76,0
D2_3_IPM_III_F	1,87	-6,01	0,757	-1,365	61,3
Media, x (mm)	1,71	-5,75	0,641	-1,280	71,3
Desv.Stand., s (mm)	0,16	0,23	0,104	0,074	8,64
Coef.Var., s/x (%)	9,3%	3,9%	16,2%	5,8%	12,1%

### 6.2.3 Análisis de resultados

La Tabla V-17 ofrece una comparativa entre los valores de las desviaciones antes y después de las operaciones de acabado.

Tabla V-17. Valores representativos medios de desviaciones antes (D3\_3\_IPM) y después (D2\_3\_IPM\_F) de las operaciones de acabado.

Pieza	Max + (mm)	Max – (mm)	Media + (mm)	Media – (mm)	$\pm 1$ mm (%)
D2_3_IPM*	1,50	-9,14	0,47	-1,63	70,7
D2_3_IPM*_F	1,71	-5,75	0,64	-1,28	71,3
DIF	+0,21 (14%)	-3,39 (37%)	+0,17 (36%)	-0,35 (22%)	+0,6 (0,9 %)

\*Media de las tres iteraciones.

Los resultados indican que después de las operaciones de acabado:

- Las desviaciones negativas por sobredeformación disminuyen (valor pico 3,39 mm y valor medio 0,35 mm menores).
- Por el contrario, los valores de desviación positivos aumentan (valor pico 0,21 mm y valor medio 0,17 mm mayores).
- El porcentaje de desviaciones dentro del rango  $\pm 1$  mm permanece casi constante ya que el descenso de las desviaciones por sobredeformación negativas compensa el aumento de las desviaciones positivas.

Un análisis más profundo de los mapas de desviaciones sugiere que esto ocurre debido a la liberación local de tensiones que ocurre tras la operación recorte. Es decir, al ser recortada por su perímetro, la pieza se contrae en cierto grado y, en consecuencia, las desviaciones negativas por sobredeformación disminuyen (valor medio 0,35 mm menor). Al mismo tiempo, las desviaciones positivas aumentan (valor medio 0,17 mm mayor), pero en bastante menor grado que la reducción de las desviaciones por sobredeformación. Esta variación (contracción de pieza) se observa claramente en la Figura V-38 donde se representa la comparación entre las reconstrucciones 3D de una de las piezas realizadas antes y después de las operaciones de acabado.

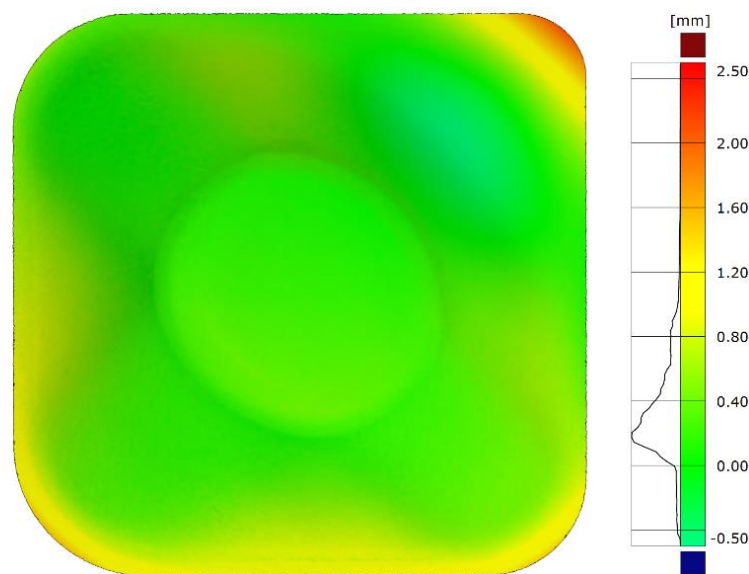


Figura V-38. Comparativa entre una pieza antes y después de las operaciones de acabado.

En cualquier caso, la variación a lo largo de la pieza puede considerarse pequeña en general, ya que la comparativa indica que la liberación tensiones está delimitada principalmente a zonas adyacentes a la trayectoria de corte perimetral, al igual que ocurría con las muestras analizadas en el capítulo III (ver Figura III-66).

## 7 Conclusiones

En este capítulo se ha comprobado que la configuración experimental propuesta (parámetros de proceso y equipamiento desarrollado) es válida para fabricar componentes de chapa de Ti-6Al-4V en un rango de temperatura de 540 °C – 675 °C. En cualquier caso, cuanto mayor es la temperatura empleada en la chapa, mayor es la precisión geométrica por lo que se ha seleccionado el valor de 675 °C como el óptimo. En este sentido, un aumento de 135 °C en la temperatura de la chapa (de 540 °C a 675 °C) conlleva una mejora de un 22,6

% en la precisión geométrica general tomando como referencia el porcentaje de desviaciones que se encuentra dentro del rango  $\pm 1$  mm.

Por otro lado, se ha comprobado el potencial del modelo IPM de predicción y corrección del springback desarrollado por Khan et al. [Khan, 2015] para mejorar significativamente la precisión geométrica tras fabricar varias piezas con trayectorias corregidas (mejora de hasta un 59 % en el caso más favorable). Sin embargo, el modelo IPM no es efectivo para contrarrestar las desviaciones negativas por sobredeformación que se producen en el perímetro de la pieza debido a la acción de la herramienta y a la falta de una matriz de apoyo.

Por el contrario, se ha demostrado que la solución consistente en introducir una superficie addendum, si es efectiva para eliminar este tipo de desviaciones en la geometría objetivo. La fabricación de las piezas con "addendum" ha conducido a una reducción de las desviaciones negativas por sobredeformación del 50 % en la geometría objetivo, lo que se traduce en una mejora de la precisión geométrica general de un 23,8%.

Finalmente, se ha comprobado que el efecto de las operaciones de acabado necesarias (descontaminación química y recorte) no tiene apenas influencia en términos de precisión geométrica final de la pieza.



---

## **CAPÍTULO VI. APORTACIONES Y LÍNEAS FUTURAS**

---



## CAPÍTULO VI: APORTACIONES Y LÍNEAS FUTURAS

### 1 Aportaciones

El presente Trabajo de Tesis Doctoral en primer lugar ha presentado los antecedentes de la tecnología SPIF en caliente, tras lo cual se ha profundizado en los fundamentos y el desarrollo del SPIF de Ti-6Al-4V, asistido por un calentamiento de naturaleza estática y global, con el objetivo de mejorar la precisión geométrica de las piezas.

De este modo, las principales aportaciones del presente trabajo de investigación pueden ser resumidas en los siguientes puntos:

1. Se ha caracterizado el proceso de SPIF de Ti-6Al-4V en caliente mediante el análisis de la influencia de los parámetros del proceso sobre la formabilidad. Así, se ha determinado la combinación de parámetros óptima para deformar Ti-6Al-4V y se ha identificado el límite de formabilidad (ángulo de pared máximo admisible) del material.
2. Se han desarrollado los ciclos de temperatura óptimos para minimizar las distorsiones geométricas asociadas a cada etapa del proceso (calentamiento, temperatura de conformado y enfriamiento).
3. Se han caracterizado las propiedades post-conformado del Ti-6Al-4V mediante el análisis del acabado superficial, capa de oxidación, microgrietas, microestructura y propiedades mecánicas de varias piezas fabricadas mediante SPIF en caliente.
4. Se ha diseñado, desarrollado y validado una herramienta tipo rueda fabricada en material cerámico para deformar Ti-6Al-4V en caliente.
5. Se ha diseñado, desarrollado y validado un sistema para el control de la temperatura de la chapa durante todas las etapas del proceso.
6. Se ha aplicado y evaluado un modelo IPM (Intelligent Process Model) de predicción y corrección del springback basado en técnicas KDD. En este sentido, se han fabricado varias piezas con “trayectorias corregidas” proporcionadas por el modelo IPM y se ha comprobado su potencial para mejorar la precisión geométrica.
7. Se ha desarrollado y validado una solución para eliminar las desviaciones en el perímetro de la pieza. Esta solución consiste en fabricar la geometría con una superficie “addendum” inicial cuya profundidad se determina con base en el análisis tanto de la distribución de los espesores como de la evolución de la fuerza.

8. Se han analizado las desviaciones geométricas asociadas a las operaciones de acabado necesarias (limpieza química y recorte) y se ha comprobado que estas no tienen apenas influencia sobre la precisión geométrica final de la pieza.

Además, con los resultados obtenidos durante este trabajo de investigación, se han realizado las siguientes publicaciones científicas:

1. **M. Ortiz**, M.L. Penalva, M.J. Puerto, P. Homola, V. Kafka, **Hot Single Point Incremental Forming of Ti-6Al-4V Alloy**, Key Engineering Materials (2014) Vol. 611–612, pp. 1079–1087.

DOI: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.611-612.1079>

2. **M. Ortiz**, M. Penalva, E. Iriando, L. López de Lacalle, **Investigation of Thermal-Related Effects in Hot SPIF of Ti-6Al-4V Alloy**, International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology (2020) Vol. 7, pp. 299–317.

DOI: <https://doi.org/10.1007/s40684-019-00038-z>

3. **M. Ortiz**, M. Penalva, E. Iriando, L. López de Lacalle, **Accuracy and Surface Quality Improvements in the Manufacturing of Ti-6Al-4V Parts Using Hot Single Point Incremental Forming**, Metals (2019), Vol. 9, p. 697.

DOI: <https://doi.org/10.3390/met9060697>

## 2 Líneas futuras

A pesar de las aportaciones mencionadas, durante el presente trabajo se han detectado varios aspectos susceptibles de mejora:

1. Combinación de la solución de corrección de trayectorias para contrarrestar el springback y de la solución para eliminar las desviaciones en el perímetro de la pieza. Análisis del efecto combinado de las dos soluciones sobre la precisión geométrica.
2. Optimización del algoritmo de control de la temperatura de la chapa durante la etapa de conformado. Por ejemplo, control con base en la media móvil de la temperatura para obtener una respuesta más estable que no dependa de perturbaciones como la introducida por la presencia del lubricante.
3. Caracterización completa del material post-conformado (calidad superficial, propiedades mecánicas, microestructura) de pieza final después de las operaciones de acabado.

El presente trabajo abre además nuevas líneas de trabajo para futuros trabajos de investigación en el campo del SPIF de Ti-6Al-4V entre las que cabe destacar:

1. Desarrollo de un modelo numérico del proceso (termo-mecánico) para estimar desviaciones geométricas asociadas al springback y evolución de la fuerza / espesor en los primeros estadios (zona próxima al perímetro) para diseñar un addendum que evite errores asociados a la flexión de la chapa.
2. Desarrollo de un modelo digital que a partir de predicciones numéricas y datos reales (modelo híbrido) genere una geometría modificada a fabricar de tal forma que las diferencias obtenidas entre la geometría de diseño y la obtenida sean mínimas.
3. Desarrollo de equipos de SPIF optimizados (sistema de calentamiento y parámetros del proceso mecánico) para aumentar la productividad, teniendo en cuenta aspectos como:
  - Elementos de calentamiento más rápidos.
  - Rediseño del marco perimetral de calentamiento para aumentar la potencia de calentamiento y mejorar la distribución de temperaturas.
  - Aislamiento de la cara superior de la chapa para reducir pérdidas por convección.
  - Incremento de las zonas de control de temperatura para una mayor homogeneidad, sobre todo en piezas de mayor tamaño.
  - Fabricabilidad a velocidades de avance superiores.



## **ANEXOS**

**ANEXO 1: PLANOS DE LA NUEVA HERRAMIENTA TIPO RUEDA PARA  
DEFORMAR Ti-6Al-4V EN CALIENTE**





### A1.1 – BLOQUE RUEDA

Nº DE ELEMENTO	NÚMERO DE PIEZA	Descripción	CANT.
1	158120001	Roldana Cerámica	1
2	158120002	Apoyo Izquierdo	1
3	158120003	Apoyo Derecho	1

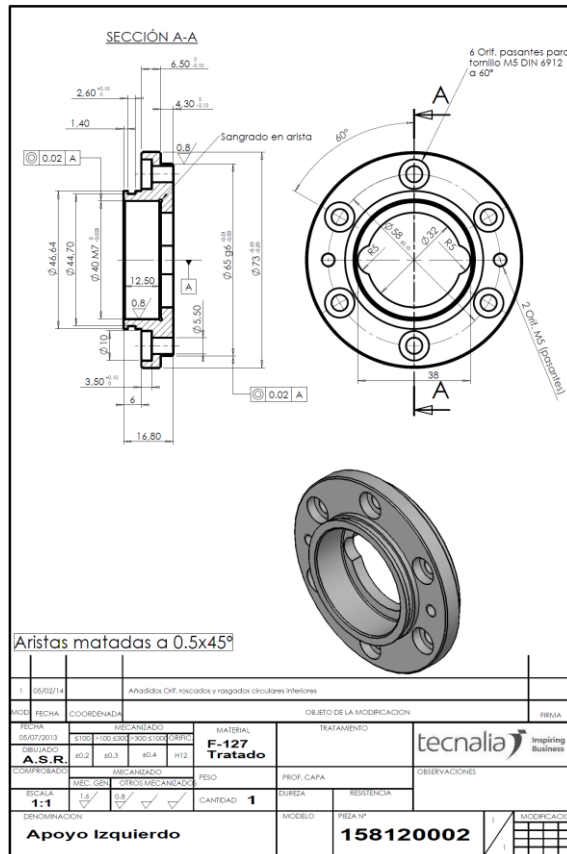
MOD. FECHA	COORDENADA	OBJETO DE LA MODIFICACION	PRIMA
FECHA: 05/07/2013	MECANIZADO: S100 >100 S301 S302 S110	MATERIAL: Cerámica	TREATAMIENTO
DIBUJADO: A.S.R.	REVISADO: #02 #03 #04 #12	PROF. CAPA	OBSERVACIONES
COMPROBADO:	MECANIZADO: MEC. GEN. OTROS MECANIZADOS	PESO	DUREZA
ESCALA: 2:1	MECANIZADO: MEC. GEN. OTROS MECANIZADOS	RESISTENCIA	CANTIDAD: 1
DENOMINACION: Bloque Roldana	MODELO	PIEZA Nº: 158120000	MODIFICACION

### A1.2 – RUEDA CERÁMICA

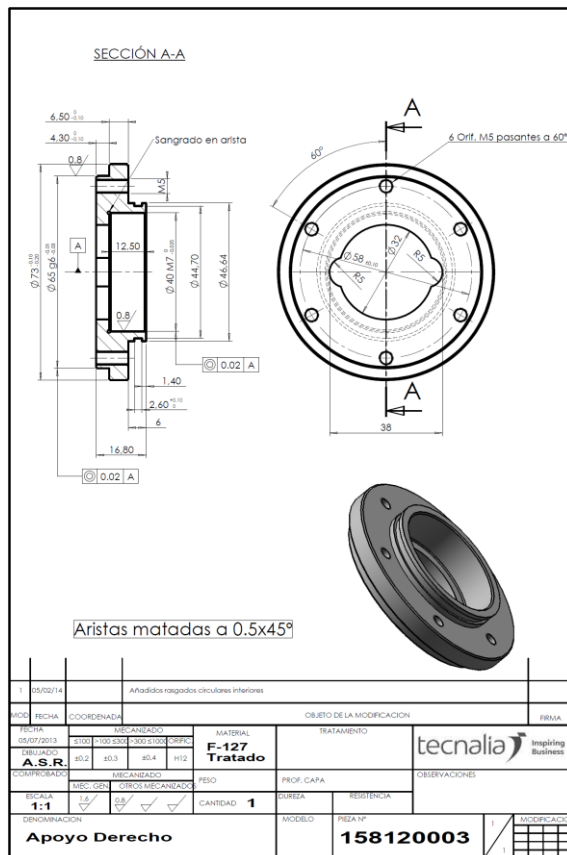
Aristas matadas a 0.5x45°

MOD. FECHA	COORDENADA	OBJETO DE LA MODIFICACION	PRIMA
FECHA: 05/07/2013	MECANIZADO: S100 >100 S301 S302 S110	MATERIAL: Cerámica	TREATAMIENTO
DIBUJADO: A.S.R.	REVISADO: #02 #03 #04 #12	PROF. CAPA	OBSERVACIONES
COMPROBADO:	MECANIZADO: MEC. GEN. OTROS MECANIZADOS	PESO	DUREZA
ESCALA: 1:1	MECANIZADO: MEC. GEN. OTROS MECANIZADOS	RESISTENCIA	CANTIDAD: 1
DENOMINACION: Roldana Cerámica	MODELO	PIEZA Nº: 158120001	MODIFICACION

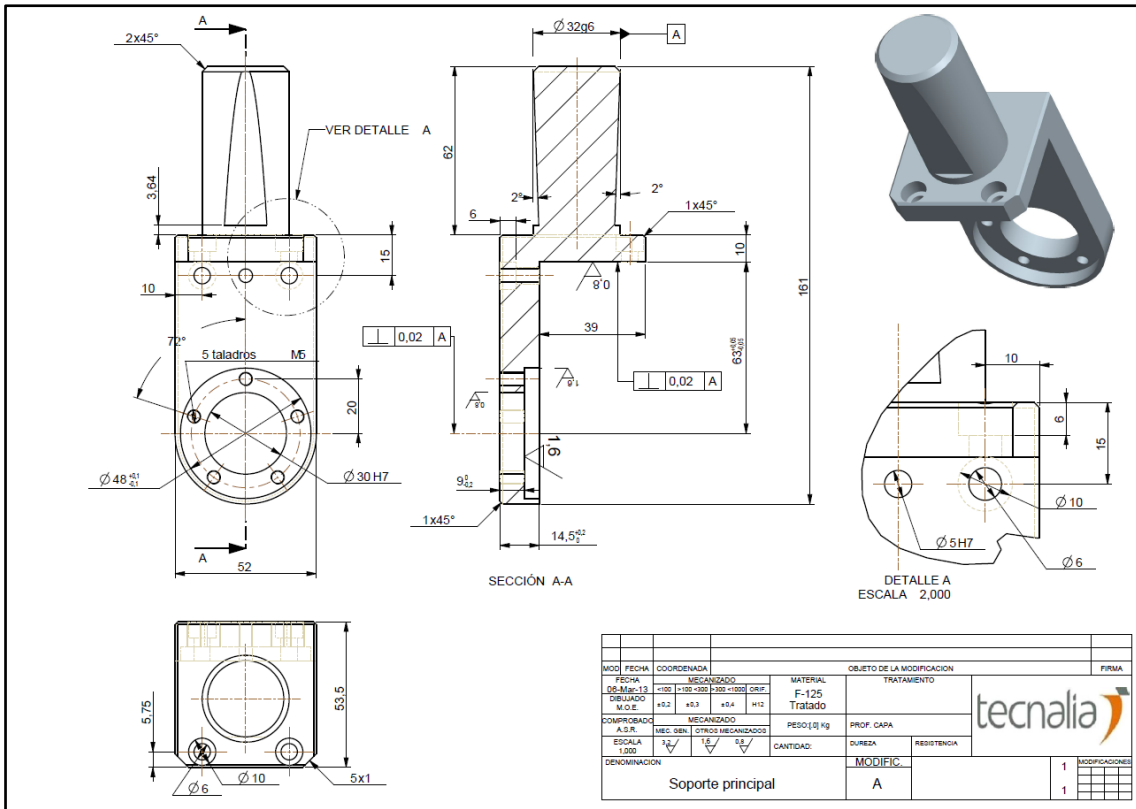
A1.3 – APOYO IZQUIERDO



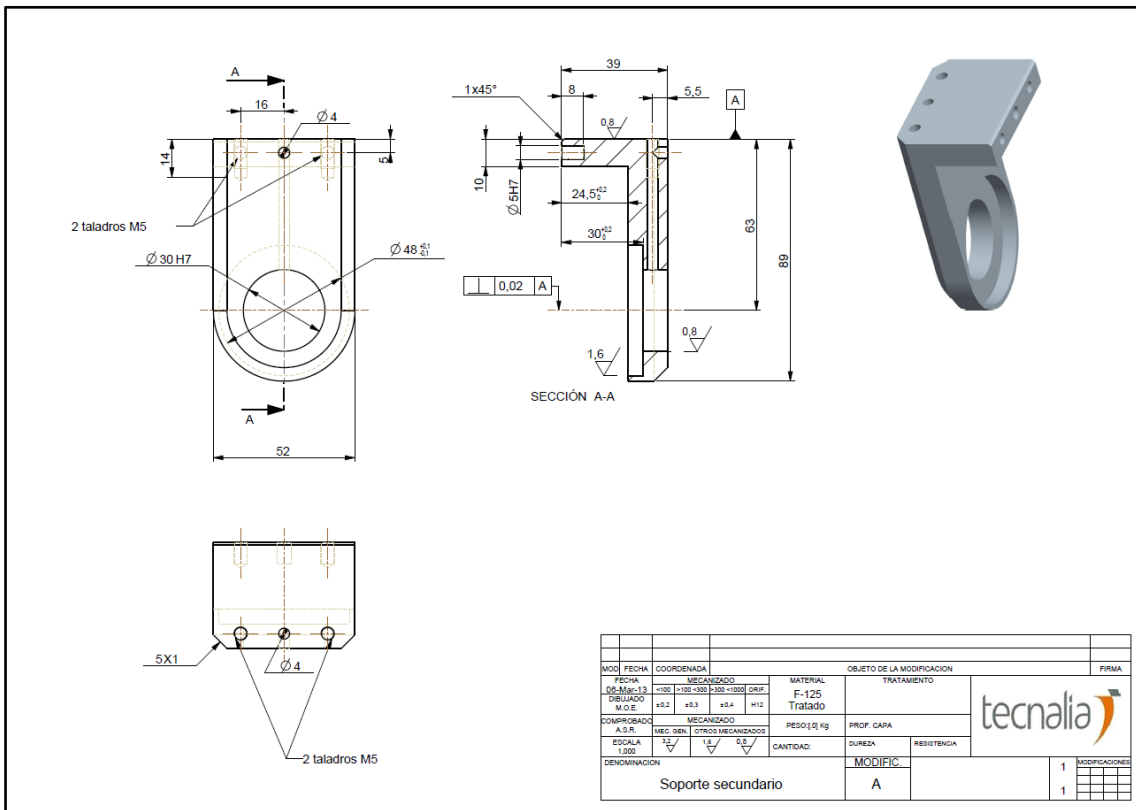
A1.4 – APOYO DERECHO



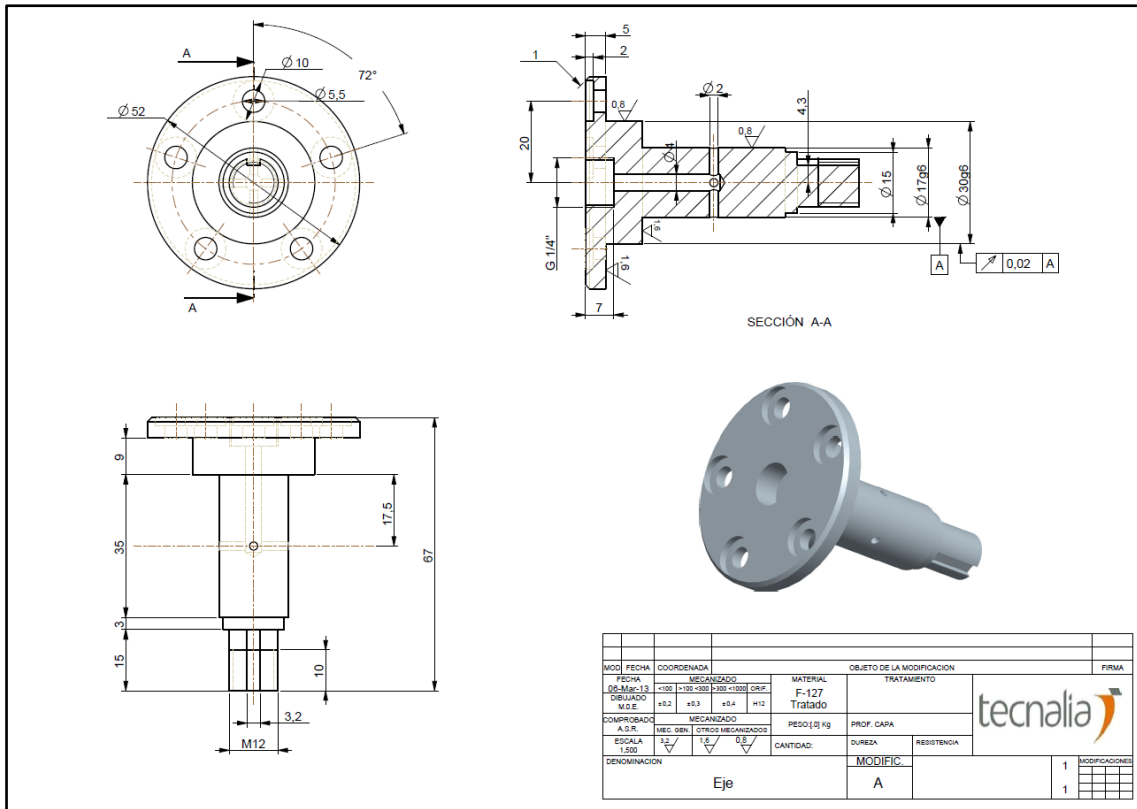
A1.5 – SOPORTE PRINCIPAL



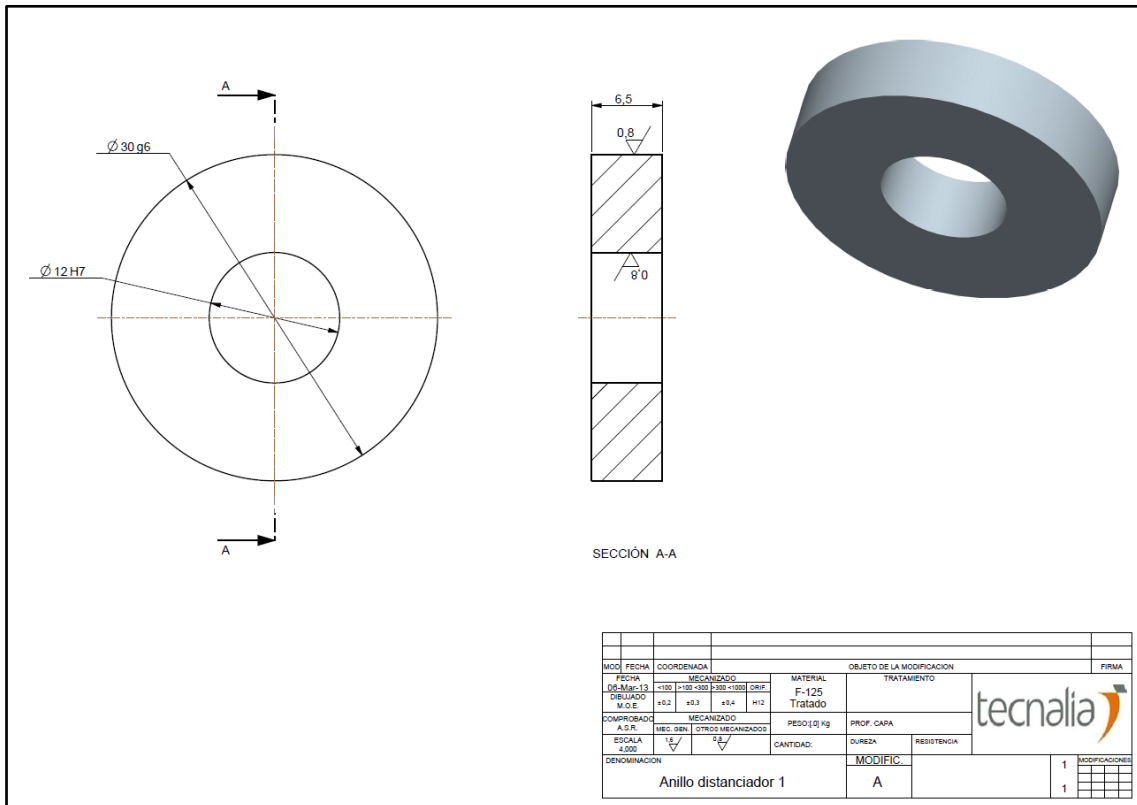
A1.6 – SOPORTE SECUNDARIO



A1.7 – EJE



A1.8 – ANILLO DISTANCIADOR 1







## REFERENCIAS

- [Al-Ghamdi, 2015] K. Al-Ghamdi, G. Hussain, *The pillowing tendency of materials in single-point incremental forming: Experimental and finite element analyses*, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture 229, pp. 744–753, 2015.
- [Allwood, 2009] J.M. Allwood, D.R. Shouler, *Generalised forming limit diagrams showing increased forming limits with non-planar stress states*, International Journal of Plasticity 25, pp. 1207–1230, 2009.
- [Al-Obaidi, 2016] A. Al-Obaidi, V. Kräusel, D. Landgrebe, *Hot single-point incremental forming assisted by induction heating*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 82, pp. 1163–1171, 2016.
- [Alvalai, 2020] [www.alvalai.es/](http://www.alvalai.es/) (último acceso: 29/02/2020)
- [Ambrogio, 2008] G. Ambrogio, L. Filice, G.L. Manco, *Warm incremental forming of magnesium alloy AZ31*, CIRP Annals - Manufacturing Technology 57, pp. 257–260, 2008.
- [Ambrogio, 2012] G. Ambrogio, L. Filice, F. Gagliardi, *Formability of lightweight alloys by hot incremental sheet forming*, Materials & Design 34, pp. 501–508, 2012.
- [Ambrogio, 2017] G. Ambrogio, F. Gagliardi, A. Chamanfar, W.Z. Misiolek, L. Filice, *Induction heating and cryogenic cooling in single point incremental forming of Ti-6Al-4V: process setup and evolution of microstructure and mechanical properties*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 91, pp. 803–812, 2017.
- [Amino, 2014] M. Amino, M. Mizoguchi, Y. Terauchi, T. Maki, *Current Status of “Dieless” Amino’s Incremental Forming*, 11th International Conference on Technology of Plasticity, ICTP 2014, 19-24 October 2014, Nagoya Congress Center, Nagoya, Japan 81, pp. 54–62, 2014.
- [BALBINO E HIJOS, 2020] [www.balbinoehijos.com](http://www.balbinoehijos.com) (último acceso: 29/02/2020)

- [Behera, 2011] A.K. Behera, H. Vanhove, B.Lauwers, J.R.Duflou, *Accuracy Improvement in Single Point Incremental Forming through Systematic Study of Feature Interactions*, Key Engineering Materials 473, pp. 881–888, 2011.
- [Behera, 2013] A.K. Behera, J. Verbert, B. Lauwers, J.R. Duflou, *Tool path compensation strategies for single point incremental sheet forming using multivariate adaptive regression splines*, Computer-Aided Design 45, pp. 575–590, 2013.
- [Behera, 2014] A.K. Behera, B. Lauwers, J.R. Duflou, *Tool path generation framework for accurate manufacture of complex 3D sheet metal parts using single point incremental forming*, Computers in Industry 65, pp. 563–584, 2014.
- [Behera, 2017] A.K. Behera, R.A. de Sousa, G. Ingarao, V. Oleksik, *Single point incremental forming: An assessment of the progress and technology trends from 2005 to 2015*, Journal of Manufacturing Processes 27, pp. 37–62, 2017.
- [Besong, 2014] I. Besong Besong Lemopi, *Controlling Pillow Defect in Single Point Incremental Forming Through Varying Tool Geometry*, Thesis, Eastern Mediterranean University, Faculty of Engineering, Dept. of Mechanical Engineering, Gazimağusa, North Cyprus, 2014.
- [Buffa, 2013] G. Buffa, D. Campanella, L. Fratini, *On the improvement of material formability in SPIF operation through tool stirring action*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 66, pp. 1343–1351, 2013.
- [Carbolite Gero, 2020] [www.carbolite-gero.com](http://www.carbolite-gero.com) (último acceso: 23/02/2020)
- [Centeno, 2014] G. Centeno, I. Bagudanch, A.J. Martínez-Donaire, M.L. García-Romeu, C. Vallengano, *Critical analysis of necking and fracture limit strains and forming forces in single-point incremental forming*, Materials & Design 63, pp. 20–29, 2014.
- [Centeno, 2017] G. Centeno, A.J. Martínez-Donaire, I. Bagudanch, D.



- Morales-Palma, M.L. García-Romeu, C. Vallengano, *Revisiting Formability and Failure of AISI304 Sheets in SPIF: Experimental Approach and Numerical Validation*, *Metals* 7, p. 531, 2017.
- [Donachie, 2004] Matthew J. Donachie, *TITANIUM A Technical Guide, Second Edition.*, ed. ASM International, The Materials Information Society, 2004.
- [Dufrou, 2007] J.R. Dufrou, B. Callebaut, J. Verbert, H. De Baerdemaeker, *Laser Assisted Incremental Forming: Formability and Accuracy Improvement*, *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 56, pp. 273–276, 2007.
- [Dufrou, 2008-a] J.R. Dufrou, B. Callebaut, J. Verbert, H. De Baerdemaeker, *Improved SPIF performance through dynamic local heating*, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 48, pp. 543–549, 2008.
- [Dufrou, 2008-b] J.R. Dufrou, J. Verbert, B. Belkassam, J. Gu, H. Sol, C. Henrard, A.M. Habraken, *Process window enhancement for single point incremental forming through multi-step toolpaths*, *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 57, pp. 253–256, 2008.
- [Dufrou, 2018] J.R. Dufrou, A.-M. Habraken, J. Cao, R. Malhotra, M. Bambach, D. Adams, H. Vanhove, A. Mohammadi, J. Jeswiet, *Single point incremental forming: state-of-the-art and prospects*, *International Journal of Material Forming* 11, pp. 743–773, 2018.
- [Durante, 2009] M. Durante, A. Formisano, A. Langella, F.M. Capece Minutolo, *The influence of tool rotation on an incremental forming process*, *Journal of Materials Processing Technology* 209, pp. 4621–4626, 2009.
- [Emmens, 2010] W.C. Emmens, G. Sebastiani, A.H. van den Boogaard, *The technology of Incremental Sheet Forming—A brief review of the history*, *Journal of Materials Processing Technology* 210, pp. 981–997, 2010.
- [Essa, 2011] K. Essa, P. Hartley, *An assessment of various process strategies for improving precision in single point incremental forming*, *International Journal of Material Forming* 4, pp. 401–412, 2011.

- [Eyckens, 2009] P. Eyckens, A. Van Bael, P. Van Houtte, *Marciniak–Kuczynski type modelling of the effect of Through-Thickness Shear on the forming limits of sheet metal*, International Journal of Plasticity 25, pp. 2249–2268, 2009.
- [Fan, 2008] G. Fan, L. Gao, G. Hussain, Z. Wu, *Electric hot incremental forming: A novel technique*, International Journal of Machine Tools and Manufacture 48, pp. 1688–1692, 2008.
- [Fan, 2010] G. Fan, F. Sun, X. Meng, L. Gao, G. Tong, *Electric hot incremental forming of Ti-6Al-4V titanium sheet*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 49, pp. 941–947, 2010.
- [Filice, 2002] L. Filice, L. Fratini, F. Micari, *Analysis of Material Formability in Incremental Forming*, CIRP Annals - Manufacturing Technology 51, pp. 199–202, 2002.
- [Filice, 2006] L. Filice, G. Ambrogio, F. Micari, *On-Line Control of Single Point Incremental Forming Operations through Punch Force Monitoring*, CIRP Annals - Manufacturing Technology 55, pp. 245–248, 2006.
- [Fiorentino, 2015-a] A. Fiorentino, G.C. Feriti, C. Giardini, E. Ceretti, *Part precision improvement in incremental sheet forming of not axisymmetric parts using an artificial cognitive system*, Journal of Manufacturing Systems 35, pp. 215–222, 2015.
- [Fiorentino, 2015-b] A. Fiorentino, C. Giardini, E. Ceretti, *Application of artificial cognitive system to incremental sheet forming machine tools for part precision improvement*, Precision Engineering 39, pp. 167–172, 2015.
- [Galdos, 2012] L. Galdos, E. Sáenz de Argandoña, I. Ulacia, G. Arruebarrena, *Warm Incremental Forming of Magnesium Alloys Using Hot Fluid as Heating Media*, in: Material Forming ESAFORM 2012, Key Engineering Materials. Trans Tech Publications Ltd, pp. 815–820, 2012.
- [GOM, 2020] [www.gom.com](http://www.gom.com) (último acceso: 29/02/2020)
- [Göttmann, 2011] A. Göttmann, J. Diettrich, G. Bergweiler, M. Bambach,

- G. Hirt, P. Loosen, R. Poprawe, *Laser-assisted asymmetric incremental sheet forming of titanium sheet metal parts*, *Production Engineering* 5, pp. 263–271, 2011.
- [Grün, 2018] P.A. Grün, E.H.Uheida, L. Lachmann, D. Dimitrov, G.A. Oosthuizen, *Formability of titanium alloy sheets by friction stir incremental forming*, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 99, pp. 1993–2003, 2018.
- [Honarpisheh, 2016] M. Honarpisheh, M.J. Abdolhoseini, S. Amini, *Experimental and numerical investigation of the hot incremental forming of Ti-6Al-4V sheet using electrical current*, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 83, pp. 2027–2037, 2016.
- [Hussain, 2007] G. Hussain, L. Gao, *A novel method to test the thinning limits of sheet metals in negative incremental forming*, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 47, pp. 419–435, 2007.
- [Hussain, 2008] G. Hussain, L. Gao, N. Hayat, Z. Cui, Y.C. Pang, N.U. Dar, *Tool and lubrication for negative incremental forming of a commercially pure titanium sheet*, *Journal of Materials Processing Technology* 203, pp. 193–201, 2008.
- [INTER-MÉCA, 2020] [www.inter-meca.fr](http://www.inter-meca.fr) (último acceso: 29/02/2020)
- [Isik, 2014] K. Isik, M.B. Silva, A.E. Tekkaya, P.A.F. Martins, *Formability limits by fracture in sheet metal forming*, *J. Journal of Materials Processing Technology* 214, pp. 1557–1565, 2014.
- [Jeswiet, 2005] J. Jeswiet, F. Micari, G. Hirt, A. Bramley, J. Duflou, J. Allwood, *Asymmetric Single Point Incremental Forming of Sheet Metal*, *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 54, pp. 88–114, 2005.
- [Ji, 2008] Y.H. Ji, J.J. Park, *Formability of magnesium AZ31 sheet in the incremental forming at warm temperature*, *Journal of Materials Processing Technology* 201, pp. 354–358, 2008.
- [Khan, 2015] M. Khan, F. Coenen, C. Dixon, S. El-Salhi, M. Penalva,

- A. Rivero, *An intelligent process model: predicting springback in single point incremental forming*, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 76, pp. 2071–2082, 2015.
- [Khazaali, 2016] H. Khazaali, F. Fereshteh-Saniee, *A comprehensive experimental investigation on the influences of the process variables on warm incremental forming of Ti-6Al-4V titanium alloy using a simple technique*, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 87, pp. 2911–2923, 2016.
- [Khazaali, 2019] H. Khazaali, F. Fereshteh-Saniee, *Process Parameter Enhancement for Incremental Forming of Titanium Ti-6Al-4V Truncated Cone with Varying Wall Angle at Elevated Temperatures*, *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing* 20, pp. 769–776, 2019.
- [Leszak, 1967] E. Leszak, *Apparatus and process for incremental dieless forming*, Patent 3342051, 1967.
- [Leyens, 2003] C. Leyens, M. Peters, *Titanium and Titanium Alloys: Fundamentals and Applications*, WILEY-VCH, 2003.
- [Lu, 2016] H. Lu, M. Kearney, Y. Li, S. Liu, W.J.T. Daniel, P.A. Meehan, *Model predictive control of incremental sheet forming for geometric accuracy improvement*, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 82, pp. 1781–1794, 2016.
- [Lu, 2017-a] H. Lu, M. Kearney, S. Liu, W.J.T. Daniel, P.A. Meehan, *Two-directional toolpath correction in single-point incremental forming using model predictive control*, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 91, pp. 91–106, 2017.
- [Lu, 2017-b] H. Lu, M. Kearney, C. Wang, S. Liu, P.A. Meehan, *Part accuracy improvement in two point incremental forming with a partial die using a model predictive control algorithm*, *Precision Engineering* 49, pp. 179–188, 2017.
- [Lu, 2019] H. Lu, H. Liu, & C. Wang, *Review on strategies for geometric accuracy improvement in incremental sheet*

- forming*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 102, pp. 3381–3417, 2019.
- [Matsubara, 1994] S. Matsubara, *Incremental Backward Bulge Forming of a Sheet Metal with a Hemispherical Head Tool*, J. JSTP 35, pp. 1311–1316, 1994.
- [Metraltec, 2020] [www.metraltec.com](http://www.metraltec.com) (último acceso: 23/02/2020)
- [Micari, 2004] F. Micari, G. Ambrogio, *A common shape for conducting Incremental Forming Tests*, Presented at the 1st Incremental Forming Workshop, University of Saarbrücken, 2004.
- [Micari, 2007] F. Micari, G. Ambrogio, L. Filice, *Shape and dimensional accuracy in Single Point Incremental Forming: State of the art and future trends*, Journal of Materials Processing Technology 191, pp. 390–395, 2007.
- [Minutolo, 2007] F.C. Minutolo, M. Durante, A. Formisano, A. Langella, *Evaluation of the maximum slope angle of simple geometries carried out by incremental forming process*, Journal of Materials Processing Technology 194, pp. 145–150, 2007.
- [Najafabady, 2016] S.A. Najafabady, A. Ghaei, *An experimental study on dimensional accuracy, surface quality, and hardness of Ti-6Al-4 V titanium alloy sheet in hot incremental forming*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 87, pp. 3579–3588, 2016.
- [Naranjo, 2019] A.J. Naranjo, V. Miguel, A. Martínez, J. Coello, C.M. Manjabacas, *Evaluation of the Formability and Dimensional Accuracy Improvement of Ti6Al4V in Warm SPIF Processes*, Metals 9, p. 272, 2019.
- [Ortiz, 2014] M. Ortiz, M.L. Penalva, M.J. Puerto, P. Homola, V. Kafka, *Hot Single Point Incremental Forming of Ti-6Al-4V Alloy*, in: Material Forming ESAFORM 2014, Key Engineering Materials. Trans Tech Publications Ltd 611–612, pp. 1079–1087, 2014.
- [Palumbo, 2011] G. Palumbo, M. Montemurro, M. Fracchiolla, M. Brandizzi, *Single Point Incremental Forming of a Titanium Alloy Car Body Component Superimposing a*

- Temperature Increase*, Presented at the Proc. 10th Int. Conf. Techn. Plast. (ICTP 2011), pp. 530–535, 2011.
- [Palumbo, 2012] G. Palumbo, M. Brandizzi, *Experimental investigations on the single point incremental forming of a titanium alloy component combining static heating with high tool rotation speed*, *Materials & Design* 40, pp. 43–51, 2012.
- [Park, 2003] J.-J. Park, Y.-H. Kim, *Fundamental studies on the incremental sheet metal forming technique*, *Journal of Materials Processing Technology* 140, pp. 447–453, 2003.
- [Paul, 2013] S.K. Paul, *Theoretical analysis of strain- and stress-based forming limit diagrams*, *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design* 48, pp. 177–188, 2013.
- [Petek, 2009] A. Petek, K. Kuzman, B. Suhač, *Autonomous on-line system for fracture identification at incremental sheet forming*, *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 58, 283–286, 2009.
- [Rudnev, 2008] V. Rudnev, *Successful induction heating of RCS billets*, *Forge*, 2008.
- [Semiatin, 2006] S.L. Semiatin, (Ed.), *Metalworking: Sheet Forming*, ASM International, 2006.
- [Shim, 2001] M.-S. Shim, J.-J. Park, *The formability of aluminum sheet in incremental forming*, *Journal of Materials Processing Technology* 113, pp. 654–658, 2001.
- [Swale, 2010] B. Swale, M. Pizzingrilli, E. McCullagh, *Superplastic Forming – Cost Effective*. *Key Engineering Materials* 433, pp. 41–47, 2010.
- [TWI, 2020] <https://www.twi-global.com/> (último acceso: 27/02/2020)
- [Uheida, 2017] E.H.A. Uheida, *Development and optimisation of incremental sheet forming of titanium grade 2: process mapping*, Thesis (PhD)-Stellenbosch University, 2017.
- [Vanderhasten, 2008] M. Vanderhasten, L. Rabet, B. Verlinden, *Ti-6Al-4V: Deformation map and modelisation of tensile behavior*,

- Materials & Design 29, pp. 1090–1098, 2008.
- [VZLU, 2020] <https://www.vzlu.cz> (último acceso: 29/02/2020)
- [Xu, 2013] D. Xu, W. Wu, R. Malhotra, J. Chen, B. Lu, J. Cao, *Mechanism investigation for the influence of tool rotation and laser surface texturing (LST) on formability in single point incremental forming*, International Journal of Machine Tools and Manufacture 73, pp. 37–46, 2013.
- [Young, 2004] D. Young, J. Jeswiet, *Wall thickness variations in single-point incremental forming*, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture 218, pp. 1453–1459, 2004.
- [Zhang, 2006] K.F. Zhang, D.L. Yin, D.Z. Wu, *Formability of AZ31 magnesium alloy sheets at warm working conditions*, International Journal of Machine Tools and Manufacture 46, pp. 1276–1280, 2006.
- [Zhang, 2009] Q. Zhang, H. Guo, F. Xiao, L. Gao, A.B. Bondarev, W. Han, *Influence of anisotropy of the magnesium alloy AZ31 sheets on warm negative incremental forming*, Journal of Materials Processing Technology 209, pp. 5514–5520, 2009.







