

eman ta zabal zazu



Universidad Euskal Herriko
del País Vasco Unibertsitatea

Departamento de Ingeniería Mecánica
Ingenieritza Mekanikoa Saila

TESIS DOCTORAL

**FABRICACIÓN DE SUPERFICIES COMPLEJAS MEDIANTE
LA APLICACIÓN DE ALGORITMOS MATEMÁTICOS PARA
EL CÁLCULO DE TRAYECTORIAS DE MECANIZADO Y EL
DISEÑO DE HERRAMIENTAS DE FORMA APLICADO EN
OPERACIONES ACABADO DE DOBLE FLANCO**

Presentada por

D. Gaizka Gómez Escudero

en el

Departamento de Ingeniería Mecánica

para la obtención del grado de

Doctor

Dirigida por

Prof. Dra. Dña. Amaia Calleja Ochoa
Prof. Dr. D. Luis Norberto López de Lacalle Marcaide

Bilbao, noviembre 2023

(c)2023 GAIZKA GOMEZ ESCUDERO

eman ta zabal zazu



Universidad Euskal Herriko
del País Vasco Unibertsitatea

Departamento de Ingeniería Mecánica
Ingenieritza Mekanikoa Saila

TESIS DOCTORAL

**FABRICACIÓN DE SUPERFICIES COMPLEJAS MEDIANTE
LA APLICACIÓN DE ALGORITMOS MATEMÁTICOS PARA
EL CÁLCULO DE TRAYECTORIAS DE MECANIZADO Y EL
DISEÑO DE HERRAMIENTAS DE FORMA APLICADO EN
OPERACIONES ACABADO DE DOBLE FLANCO**

Presentada por

D. Gaizka Gómez Escudero

en el

Departamento de Ingeniería Mecánica

para la obtención del grado de

Doctor

Dirigida por

Prof. Dra. Dña. Amaia Calleja Ochoa
Prof. Dr. D. Luis Norberto López de Lacalle Marcaide

Bilbao, noviembre 2023

La única manera de entender el dolor de alguien...

...es experimentar dicho dolor.

Agradecimientos

Me gustaría dedicar estas líneas a todas aquellas personas que de alguna manera han formado parte de esta bonita etapa de mi vida. De manera especial quiero agradecer el apoyo recibido por mis dos directores de tesis Amaia Calleja Ochoa y Luis Norberto López de Lacalle Marcaide, ya que sin su apoyo y supervisión no hubiera sido posible adentrarme en el maravilloso mundo de la investigación. Además, también me gustaría agradecer al resto de profesores del Grupo de Fabricación de Alto Rendimiento que me transmitieron su conocimiento y las ganas de seguir sus pasos Soraya, Naiara, Ainhoa, Eneko, Aitzol y muchos más. Y por supuesto también a todos los compañeros del CFAA que me echaron una mano en algún momento como Asier, Izaro, Adrián, Rober, Iker, Jon Ander o Silvia.

Pero está claro que esta tesis no es el resultado del trabajo de una sola persona, sino que es el fruto del trabajo de una gran familia llamada Chip Team que creamos hace ya casi 7 años. Todo comenzó con la selección de 6 compañeros para hacer el TFG en el taller de la escuela; Patricia, Borja, Pablo, Mikel, Ander y un servidor. Y poco a poco, generación a generación fuimos creando una familia aún mayor con gente maravillosa como Iker, Ander del Olmo, Gonzalo, Olaia, Aner, Maialen, Isaac, Felipe, José David, Andrea, Jon Ander, Arkaitz, Ainhoa R., Ainhoa C., Andoni y muchos otros.

Y cómo olvidarme de mi pareja favorita del taller, a vosotros os debo más de lo que os podéis imaginar. Octavio, a ti te quiero dar las gracias por convertirme en un hombre, como tú dirías; gracias por adentrarme en un mundo musical tan alegre y relajante; gracias por dejarme entrenar contigo “casi” semanalmente; y sobre todo, gracias por alegrarnos el día con tus ocurrencias. Y a ti Haizea, qué decir, gracias de todo corazón por haber aparecido en mi vida, por haberme elegido para hacer el TFG, por dejarme cuidar de Mushu cuando tú no estás, por confiar en mí, por todos los momentos que hemos pasado y pasaremos, por apoyarme en todo, por intentar animarme en los malos momentos; pero, sobre todo, por ser mi amiga.

También querría tener una especial mención con el Laser Team ya que durante estos años me han hecho sentir como uno más de los vuestros y siempre han estado dispuestos a echar una mano en cualquier cosa. Muchas gracias a los que seguís, a los que ya no estáis y a los que estarán; Mada, Iñaki, Marta, Exe, Oihane y Aizpea.

Por último, querría agradecer el apoyo de mi familia en todo lo que he hecho hasta ahora, tanto de mis padres como de mis abuelos, ya que en gran medida soy la persona que soy a día de hoy gracias a su educación y valores. Eskerrik asko guztiagatik bihotz bihotzez. Leire, aita, ama, amama eta aitie, azkenean lortu egin dut.

Resumen

El objetivo principal de esta tesis doctoral ha sido abordar de manera conjunta todas las etapas del proceso de producción de los componentes de geometría compleja con posibilidad de ser mecanizadas mediante doble flanco. Siguiendo dicho propósito, se ha llevado a cabo una metodología esquemática que aúna todas las etapas planteadas en este trabajo, como son el desarrollo del algoritmo matemático para el cálculo de la geometría de la herramienta que permita realizar un mecanizado de doble flanco, así como para el cálculo de las trayectorias de mecanizado que proporcionen una menor desviación dimensional. Además, también se ha implementado un modelo mecanístico para el cálculo teórico de los esfuerzos de corte de la operación de acabado de doble contacto con herramientas de forma.

La optimización de las operaciones de acabado de componentes de alto valor añadido de geometría compleja se considera como uno de los temas de investigación más recurrentes dentro de la comunidad científica. Es por ello que en este trabajo se aborda esta temática, en la que se encuentra el uso de un proceso productivo relativamente nuevo, como es el Mecanizado Superabrasivo, del inglés *Super Abrasive Machining* (SAM) como alternativa al acabado convencional mediante copiado de bola. Este proceso, aparte de ser más productivo, ofrece la alternativa de dejar acabado la pieza, ya que el proceso de SAM se asemeja más a un rectificado que a un proceso de fresado. Como objeto de estudio de este trabajo, se han seleccionado componentes en los que poder desarrollar un mecanizado de doble contacto, de tal manera que se mecanicen ambos lados de la pieza a la vez. Una geometría típica de este tipo de componentes, son los engranajes y los álabes de los blisk, palabra procedente de la unión de bladed disk, que, debido a sus características geométricas repetitivas en el espacio, ofrecen la opción de aplicar esta técnica. Por ello, gran parte del estudio se va a centrar en el cálculo de la geometría de la herramienta y las trayectorias de mecanizado que cumplan dichas condiciones, su fabricación y aplicación en demostradores reales.

Por otra parte, también se ha desarrollado un modelo mecanístico para el cálculo de los esfuerzos de corte en las operaciones de mecanizado de doble contacto con herramientas de forma. Mediante la aplicación del modelo se pretende estimar las fuerzas de corte generadas en el proceso de mecanizado para poder adaptar en base a ello, los parámetros de corte de la operación de acabado que determinen el mejor acabado superficial de la pieza.

Laburpena

Doktorego-tesi honen helburu nagusia albo biko mekanizazioa ahalbidetzen duten osagaien fabrikazio kateak biltzen dituen etapa guztien aldibereko garapenean datza. Helburu horri jarraiki, metodologia eskematiko bat garatu da, lan honetan planteatzen diren etapa guztiak batzen dituen, hots, erremintaren geometria kalkulatzeko duen algoritmo matematikoa, albo biko mekanizazioa ahalbidetzen duena, bai eta dimentsio-desbideratze txikiena ematen duten mekanizazio-ibilbideak ere. Gainera, modelo mekanistiko bat ere inplementatu da, kontaktu bikoitzeko mekanizazio eragiketaren ebaketa-esfortzuen kalkulu teorikoa egiteko.

Geometria konplexuko balio erantsi handiko osagaien akabera-eragiketen optimizazioa komunitate zientifikoan gehien errepikatzen den ikerketa-gaietako bat da. Hori dela eta, gai horri ekiten zaio lan honetan mekanizazio prozesu berri baten bidez, *Super Abrasive Machining* (SAM) deritzona, bola bidezko akabera konbentzionalaren alternatiba gisa. Prozesu horrek, produktiboagoa izateaz gain, piezak bukatuta uzteko aukera ematen du; izan ere, artezketa-prozesu baten antz handiagoa du fresaketa-prozesu batena baino. Lan honen aztergai gisa, ukipen bikoitzeko mekanizazioa posible izaten duten osagaiak hautatu dira, piezaren bi aldeak aldi berean amaitzeko. Osagai mota hauen barruan engranajeak sartzen dira, baita alabedun geometria daukaten osagaiak ere, hala nola *blisk* deritzon osagaiak, espazioan dituzten ezaugarri geometriko errepikakorrak direla eta, teknika hau aplikatzeko aukera ematen baitute. Horregatik, azterlanaren zati handi bat aurreko baldintzak betetzen dituen erremintaren geometria eta mekanizazio-ibilbideak kalkulatzeko oinarrituko da, baita erreminta horren fabrikazioa prozesuan eta benetako piezen erabileran oinarrituko da ere.

Bestalde, ukipen bikoitzeko mekanizazio-eragiketetan ebaketa-esfortzuak kalkulatzeko modelo mekanistikoa ere landu da. Mekanizazioan sortutako indarrak zenbatetsi nahi dira, eta, horren arabera, akabera-eragiketaren ebaketa-parametroak aldatu, gutxieneko indarrak lortzeko eta, ondorioz, piezaren gainazaleko akabera hobea lortzeko.

Summary

The main objective for the development of this thesis dissertation consists of approaching all the stages of the production process of complex geometry components with the possibility of being machined by double flank. Following this purpose, a schematic methodology was developed that combines all the stages proposed in this work, which are the mathematical algorithm for the calculation of the geometry of the tool that allows double flank machining, as well as the machining trajectories that give the smallest dimensional deviation. In addition, a mechanistic model has also been implemented for the theoretical calculation of the cutting forces of the double contact operation.

The optimisation of the finishing operations of high added value components of complex geometry is considered to be one of the most recurrent research topics within the scientific community. This is why this work investigates this topic, which includes the use of a relatively new production process, Super Abrasive Machining (SAM) as an alternative to conventional finishing by means of point milling. This process, apart from being more productive, offers the alternative of finishing the part, as the SAM process is more similar to a grinding process than a milling process. As the object of study of this work, components have been selected in which double contact machining can be performed, in such a way that both sides of the part are finished at the same time. Some elements that fall under this type of component are gears, as well as blades, which, due to their repetitive geometric characteristics in space, offer the option of applying this technique. For this reason, a large part of the study will focus on calculating the geometry of the tool and the machining trajectories that meet the previous conditions, the manufacturing process of the tools and the application on real case studies.

On the other hand, work was also focused on a mechanistic model for the calculation of cutting forces in double contact machining operations. The aim is to estimate the forces generated during machining and to be able to modify the cutting parameters of the finishing operation on this basis in order to obtain the minimum forces and, consequently, a better surface finish of the part.

Índice general

Capítulo I. Introducción	3
I.1. Introducción	3
I.2. Objetivos	4
I.3. Organización de la memoria	5
Capítulo II. Evolución de las técnicas de diseño y fabricación de componentes de geometría compleja.....	11
II.1. Introducción	11
II.2. Criterios generales de diseño de piezas con superficies complejas.....	13
II.2.1. Superficies de forma libre vs superficies regladas	13
II.2.2. Espesor de las piezas	16
II.2.3. Dinámica de fluidos computacional	17
II.3. Procesos de fabricación empleados en componentes de geometría compleja	18
II.3.1. Terminología	19
II.3.1.1. Componentes rotativos del motor aeronáutico	19
II.3.1.2. Engranajes	21
II.3.2. Tipos de piezas en función de la geometría	22
II.3.2.1. Tipos de impellers y blisks.....	22
II.3.2.2. Tipos de engranajes en función de su geometría	24
II.3.3. Material constitutivo	26
II.3.4. Métodos de fabricación de componentes de geometría compleja	29
II.3.4.1. Fabricación de blisks e impellers.....	29
II.3.4.2. Fabricación de Engranajes.....	34
II.3.5. Estrategias de mecanizado	41
II.3.6. Super Abrasive Machining (SAM)	45
II.3.7. Algoritmos para la optimización de los procesos de fabricación	51
II.4. Desarrollo de modelos de fuerzas para mejora de los procesos de mecanizado	55
II.4.1. Tipos de métodos para la estimación de esfuerzos de corte en el fresado	56

II.4.1.1. Métodos experimentales.....	56
II.4.1.2. Métodos basados en la mecánica de corte.....	57
II.4.1.3. Métodos numéricos.....	57
II.4.1.4. Métodos empíricos.....	58
II.4.1.5. Métodos semiempíricos o mecanísticos.....	59
II.4.1.6. Métodos basados en la mecánica de corte.....	59
Capítulo III.Desarrollo de una metodología integral para la fabricación de componentes de geometría compleja mediante acabado de doble flanco	65
III.1. Integración del proceso de fresado.....	65
III.1.1 Presentación de los demostradores para la validación de la metodología	67
III.2. Integración del algoritmo matemático en el proceso de fabricación de mecanizado de doble flanco.....	68
III.2.1 Motivación del uso del algoritmo matemático en el proceso de fabricación de componentes de geometría compleja mediante SAM	69
III.2.2 Algoritmo de aproximación de superficies libres para la optimización de operaciones de acabado de doble flanco	71
III.2.2.1. Introducción al algoritmo.....	71
III.2.2.2 Consideraciones matemáticas previas.....	73
III.2.2.3. Algoritmo matemático para el cálculo de herramienta y trayectorias de mecanizado en operaciones de doble contacto.....	77
III.2.3. Fabricación de las herramientas de SAM hechas a medida.....	80
III.2.3.1 Fabricación del núcleo de la herramienta.....	81
III.2.3.2 Proceso de electrodeposición de las partículas abrasivas.....	85
III.3. Integración del proceso de verificación virtual y análisis dimensional dentro del proceso de fabricación.....	86
III.3.1 Ensayos previos para la optimización de la desviación dimensional en el cálculo de la geometría de la herramienta idónea.....	88
III.3.2. Análisis virtual de trayectorias y dimensional.....	93
III.3.2.1. Verificación de las trayectorias.....	93
III.3.2.2. Análisis de la desviación dimensional estimada	94

III.4. Integración del modelo predictivo de esfuerzos de corte en el proceso de fabricación	96
III.4.1. Modelo predictivo de esfuerzos de corte	97
III.4.1.1. Definición del modelo	98
III.4.1.2. Modelización geométrica de las herramientas de forma	101
III.4.1.3. Cálculo de volumen de viruta geométrica en 5 ejes	103
III.4.1.4. Obtención de los coeficientes empíricos de corte	104
Capítulo IV. Validación de la metodología integral para la fabricación de componentes de geometría compleja	113
IV.1. Introducción	113
IV.2. Proceso de mecanizado de los Demostradores	114
IV.2.1. Descripción del equipamiento	114
IV.2.2. Material	116
IV.2.3. Demostrador I: Componente alabeado de blisk	117
IV.2.4. Demostrador II: Engranaje Espirocónico	118
IV.2.5. Demostrador III y IV: Compresores de tornillo sin fin	127
IV.3. Validación del modelo de predicción de esfuerzos de corte	131
IV.4. Resultados	134
IV.4.1. Desviación dimensional	134
IV.4.2. Rugosidad superficial	137
IV.4.3. Tiempos de mecanizado	141
Capítulo V. Contribuciones y líneas futuras de investigación	147
V.1. Introducción	147
V.2. Contribuciones de la tesis	147
V.3. Publicaciones	148
V.3.1. Publicaciones indexadas	149
V.3.2. Publicaciones no indexadas	150
V.3.3. Congresos nacionales e internacionales	150
V.4. Líneas futuras de investigación	153
Bibliografía	156

Índice de figuras

<i>Figura II-1 Tendencia de los ingresos del mercado de fabricación de engranajes (%) por región (2016-2028).</i>	12
<i>Figura II-2 a) Superficie reglada alabeada y b) Superficie reglada desarrollable (Harik et al., 2013).</i>	14
<i>Figura II-3 Comparativa entre superficies regladas y superficies regladas desarrollables.</i>	14
<i>Figura II-4 Ejemplos de diferentes tipos de superficies: a) Superficie reglada: cono, b) Superficie doblemente curvada: esfera y (c) Superficie de forma libre: impeller.</i>	15
<i>Figura II-5 Geometría compleja de un álabe de turbina.</i>	16
<i>Figura II-6 Modelo numérico del flujo en una turbina de gas (Adamsab, 2021): a) Campo de presiones y b) Líneas de velocidad en los álabes.</i>	18
<i>Figura II-7 Componentes de geometría compleja: a) Blisk, b) Impeller y c) Engranaje.</i>	19
<i>Figura II-8 Terminología de las partes de un blisk.</i>	19
<i>Figura II-9 Terminología de las partes de un impeller.</i>	20
<i>Figura II-10 Terminología de un engranaje.</i>	21
<i>Figura II-11 Tipologías de impellers: a) Abierto, b) Semiabierto y c) Cerrado.</i>	23
<i>Figura II-12 Tipos de blisk: a) Blisk monobloque y b) Disco de turbina con álabes unidos (Tudor, 2015).</i>	24
<i>Figura II-13 Distintos tipos de engranajes: a) Engranaje cilíndrico de dientes rectos externos, b) Engranaje cilíndrico de dientes rectos internos, c) Engranaje cilíndrico de dientes helicoidales, d) Engranaje cilíndrico de dientes helicoidales en espiga, e) Piñón cremallera, f) Engranaje cónico de dientes rectos, g) Engranaje cónico de dientes helicoidales, h) Engranaje hipoide y i) Engranaje o compresor de tornillo sin fin.</i>	25
<i>Figura II-14 Resistencia específica de los materiales en función de la temperatura de trabajo de los componentes de turbomaquinaria (Steffens, 2013).</i>	26
<i>Figura II-15 Aplicación actual y futura de materiales en motores aéreos (Motor Rolls Royce Trend 800) (Fritz Klocke et al., 2014).</i>	27
<i>Figura II-16 Métodos de fabricación de IBRs en función de la resistencia del material y la geometría.</i>	30
<i>Figura II-17 Costes de fabricación de 20 cadenas de procesos distintas de impellers, tomando como referencia el mecanizado convencional (Klink et al., 2018).</i>	31
<i>Figura II-18: Generación de trayectorias óptimas de herramientas y fabricación de impellers cerrados (Ayesta et al., 2016).</i>	32
<i>Figura II-19 Esquema del proceso de ECM y set-up de la máquina (Wang et al., 2021).</i>	33
<i>Figura II-20 Clasificación de los procesos de fabricación de engranajes.</i>	34
<i>Figura II-21 Fabricación de engranajes mediante procedimientos sin arranque de viruta: a) Fundición, b) Sinterizado, c) Inyección, d) Extrusión, e) Trefilado en frío, f) Estampación, g) Forja y h) Fabricación Aditiva.</i>	37

<i>Figura II-22 Fabricación de engranajes mediante procedimientos con arranque de viruta por generación: a) Fresa madre, b) Brochado, c) Piñón Generador, d) Cremallera y e) Electroerosión por Hilo (WEDM).</i>	40
<i>Figura II-23 Fabricación de engranajes mediante procedimientos con arranque de viruta por reproducción: a) Cepillado y b) Fresado mediante Fresa Madre.</i>	41
<i>Figura II-24 Comparación de estrategias de desbaste de IBRs: a) Fresado convencional, b) Fresado trocoidal y c) Fresado en plunge (Gómez et al., 2021).</i>	42
<i>Figura II-25 Estrategias de acabado: a) Point milling y b) Flank milling.</i>	43
<i>Figura II-26 Estimación del error en estrategias de flank milling en superficies regladas (Senatore et al., 2008).</i>	45
<i>Figura II-27 Tipos de herramientas de SAM distintas.</i>	47
<i>Figura II-28 Mecanizado mediante flank SAM de un IBR: (a) Trayectorias finales de la herramientas después de iteración y (b) Estimación del acabado superficial y componente final obtenido.</i>	48
<i>Figura II-29 Métodos tradicionales de generación de trayectorias: iso-paramétrico, iso-planar e iso-scallop (Shokrolahhi & Shojaei, 2014).</i>	52
<i>Figura II-30 (Izquierda) C-space space method y (Derecha) Rolling ball method.</i>	53
<i>Figura II-31 Algoritmo de aproximación de superficies de forma libre de 5 ejes (Bo et al., 2016): a) Diferencias entre el número de parches y b) Diferentes posiciones y geometrías de la herramienta.</i>	54
<i>Figura II-32 Geometría del corte oblicuo y ortogonal. Parámetros fundamentales del corte ortogonal (Lamikiz, 2003).</i>	57
<i>Figura II-33 Distribución de temperaturas y tensiones obtenidas por elementos finitos en una operación de torneado (Biermann et al., 2011).</i>	58
<i>Figura III-1 Diagrama de la metodología de fabricación de componentes de geometría compleja con posibilidad de mecanizado de doble flanco.</i>	66
<i>Figura III-2: Demostrador I: Componente alabeado del blisk.</i>	67
<i>Figura III-3 Integración del algoritmo matemático en el proceso de fabricación de componentes de geometría compleja con posibilidad de mecanizado de doble flanco.</i>	69
<i>Figura III-4: Proceso de fabricación de componentes de geometría compleja y aplicación de los desarrollos presentados.</i>	71
<i>Figura III-5 Ejemplo gráfico del cálculo de la superficie auxiliar (Bo et al., 2016).</i>	72
<i>Figura III-6 Representación gráfica de la familia de esferas aproximadas por el meridiano general.</i>	73
<i>Figura III-7 Representación gráfica de la familias de esferas junto con sus vectores de velocidad.</i>	74
<i>Figura III-8 Representación gráfica del movimiento de una herramienta sobre la superficie envolvente reglada generada.</i>	75
<i>Figura III-9 Representación gráfica del cálculo de los puntos intersección entre la envolventes y las esferas.</i>	75
<i>Figura III-10 Representación gráfica del movimiento tangencial de una esfera sobre una curva reglada.</i>	76

<i>Figura III-11 Representación gráfica de los pasos del algoritmo.....</i>	<i>77</i>
<i>Figura III-12 Representación gráfica de los puntos de contacto del mecanizado de doble flanco.</i>	<i>78</i>
<i>Figura III-13 Representación gráfica de la superficie reglada generada.....</i>	<i>78</i>
<i>Figura III-14 Dimensiones principales de las herramientas del Demostrador I (izquierda) y del Demostrador II (derecha).</i>	<i>81</i>
<i>Figura III-15 Dimensiones principales de las herramientas de los Demostradores III (parte superior, izquierda hembra y derecha macho) y Demostradores IV (parte inferior, izquierda hembra y derecha macho).....</i>	<i>81</i>
<i>Figura III-16 Trayectorias de mecanizado de las herramientas del Demostrador II: a) trayectorias de desbaste y b) trayectorias de acabado.....</i>	<i>83</i>
<i>Figura III-17 Trayectorias de mecanizado de las herramientas del Demostrador III: a) trayectorias de desbaste y b) trayectorias de acabado.....</i>	<i>84</i>
<i>Figura III-18 Núcleos de las herramientas de los Demostradores III y IV.....</i>	<i>85</i>
<i>Figura III-19 Características de la herramienta de SAM del Demostrador II.</i>	<i>86</i>
<i>Figura III-20 Herramientas de SAM de los Demostradores III y IV.....</i>	<i>86</i>
<i>Figura III-21 Integración del proceso de verificación virtual y análisis dimensional en el proceso de fabricación de componentes de geometría compleja con posibilidad de mecanizado de doble flanco.</i>	<i>87</i>
<i>Figura III-22 Desviaciones dimensionales teóricas de las iteraciones 2.1 y 2.2.</i>	<i>90</i>
<i>Figura III-23 Desviaciones dimensionales teóricas de las iteraciones de la 3 a la 7.2</i>	<i>91</i>
<i>Figura III-24 Desviaciones dimensionales teóricas de las iteraciones de la 8 a la 9.2</i>	<i>92</i>
<i>Figura III-25 Desviaciones dimensionales teóricas de las iteraciones de la 10 a la 13.</i>	<i>92</i>
<i>Figura III-26 Verificación virtual de las trayectorias del Demostrador II.</i>	<i>94</i>
<i>Figura III-27 Desviación dimensional teórica del compresor tornillo sin fin macho simétrico en las primeras iteraciones del algoritmo.....</i>	<i>94</i>
<i>Figura III-28 Desviación dimensional estimada del Demostrador II: Engranaje espirocónico.</i>	<i>95</i>
<i>Figura III-29 Desviación dimensional estimada del Demostrador III: a) Compresor de tornillo sin fin macho simétrico y b) Compresor de tornillo sin fin hembra simétrico.</i>	<i>95</i>
<i>Figura III-30 Desviación dimensional estimada del Demostrador IV: a) Compresor de tornillo sin fin macho no simétrico y b) Compresor de tornillo sin fin hembra no simétrico.</i>	<i>96</i>
<i>Figura III-31 Integración del modelo de esfuerzos de corte en el proceso de fabricación de componentes de geometría compleja con posibilidad de mecanizado de doble contacto.</i>	<i>97</i>
<i>Figura III-32: Secuencia de etapas propuestas para el cálculo de fuerzas de corte en el fresado de superficies complejas mediante herramientas de forma de SAM en el mecanizado de doble flanco simultáneo.....</i>	<i>99</i>
<i>Figura III-33: a) Geometría de rotor macho simétrico seleccionada para el cálculo de viruta en piezas de geometría compleja y opciones de fresado de doble flanco, b) Trayectoria de los puntos de la operación de acabado, c) Vectores directores de la operación de acabado, d) Intersección entre la geometría de</i>	

estudio y la herramienta de acabado y e) Viruta resultante de la operación de intersección en la posición intermedia del mecanizado.	103
Figura III-34: a) representación gráfica del proceso de discretización de la sección de viruta y b) Matriz ejemplo de la sección de viruta.	104
Figura III-35: Probetas de ensayos de caracterización de coeficientes de corte: a) Probeta del compresor de tornillo sin fin simétrico macho y b) Probeta del compresor de tornillo sin fin simétrico hembra.	106
Figura IV-1: Operación de desbaste del Demostrador I: a) Trayectorias de mecanizado, b) Geometría resultante de la operación y c) Análisis dimensional tras la operación de desbaste.	117
Figura IV-2: Operación de semiacabado del Demostrador I: a) Trayectorias de mecanizado, b) Geometría resultante de la operación y c) Análisis dimensional tras la operación de semiacabado.	118
Figura IV-3: Operación de acabado con herramienta de forma de SAM del Demostrador I: a) Trayectorias de mecanizado, b) Geometría resultante de la operación y c) Análisis dimensional tras la operación de semiacabado.	118
Figura IV-4 Evolución del estado del engranaje tras las distintas operaciones de mecanizado.	119
Figura IV-5 Disposición de la configuración del Demostrador II durante el mecanizado.	119
Figura IV-6 Utilaje intermedio de amarre del Demostrador II.	120
Figura IV-7 Trayectorias y bruto resultante de la operación de desbaste exterior de la cara inclinada superior.	120
Figura IV-8 Trayectorias y bruto resultante de la operación de desbaste exterior de la cara inclinada inferior.	120
Figura IV-9 Trayectorias y bruto resultante de las operaciones de acabado exterior de las caras inclinadas.	121
Figura IV-10 Trayectorias y bruto resultante de la operación de desbaste interior.	121
Figura IV-11 Trayectorias y bruto resultante de las operaciones de acabado interiores de los suelos.	122
Figura IV-12 Trayectorias y bruto resultante de la operación de acabado de la cara inclinada interior.	122
Figura IV-13: Proceso de preparación del tocho para el engranaje espirocónico: a) Planeado de la cara superior, b) Mecanizado de la cara cónica superior, c) Mecanizado de la cara cónica inferior y d) Mecanizado y acabado de cavidad circular central.	123
Figura IV-14 Trayectorias y bruto resultante de las operaciones de mecanizado de la cajera de referencia.	124
Figura IV-15 Trayectorias y bruto resultante de la operación de desbaste de las cavidades interdentes.	125
Figura IV-16 Trayectorias y bruto resultante de la operación de semiacabado por copiado de bola.	125
Figura IV-17 Trayectorias y bruto resultante de la operación de acabado de SAM (superior) y de acabado por copiado de bola (inferior).	126

<i>Figura IV-18: Proceso de mecanizado de las cavidades interdentes: a) Mecanizado de cajera de referencia, b) Desbaste de las cavidades interdentes, c) Semiacabado de las cavidades interdentes y d) Acabado bitangencial mediante herramienta de forma de SAM.</i>	126
<i>Figura IV-19 Trayectorias de acabado por SAM de los compresores de tornillo sin fin: a) Compresor hembra simétrico, b) Compresor macho simétrico, c) Compresor hembra no simétrico y d) Compresor macho no simétrico.</i>	127
<i>Figura IV-20: Disposición del tocho inicial de partida del compresor de tornillo sin fin macho simétrico.</i>	128
<i>Figura IV-21: Operación de desbaste en 3+2 ejes: (a) Trayectorias de mecanizado y (b) Resultado de la operación.</i>	128
<i>Figura IV-22: Operación de redesbaste en 3+2 ejes: (a) Trayectorias de mecanizado y (b) Resultado de la operación.</i>	129
<i>Figura IV-23: Operación de semiacabado: a) Trayectorias de mecanizado y b) Resultado de la operación.</i>	130
<i>Figura IV-24: Operación de acabado bitangencial por SAM a) Trayectorias de mecanizado y b) Resultado de la operación.</i>	130
<i>Figura IV-25: Operación de acabado de doble flanco del Demostrador III.1.</i>	131
<i>Figura IV-26: Sección de viruta comprometida en la operación de acabado de doble flanco del demostrador III.1.</i>	132
<i>Figura IV-27: Valores de los esfuerzos de corte obtenidos en la operación de acabado de doble flanco del Demostrador III.1.</i>	133
<i>Figura IV-28: Valores de los esfuerzos de corte estimados para la operación de acabado de doble flanco del Demostrador III.1 a lo largo de un giro de la herramienta.</i>	133
<i>Figura IV-29 Desviación dimensional del Demostrador II: a) Engranaje espirocónico, b) perfil de un diente acabado por copiado de bola y c) perfil de un diente acabado por SAM.</i>	134
<i>Figura IV-30 Desviación dimensional del compresor de tornillo sin fin hembra simétrico.</i>	135
<i>Figura IV-31 Desviación dimensional del compresor de tornillo sin fin macho simétrico.</i>	135
<i>Figura IV-32 Desviación dimensional del compresor de tornillo sin fin hembra no simétrico.</i>	136
<i>Figura IV-33 Desviación dimensional del compresor de tornillo sin fin macho no simétrico.</i>	136
<i>Figura IV-34: Trayectorias de acabado por SAM del compresores de tornillo sin fin hembra no simétrico: (a) Zona superior de la cavidad, (b) Zona inferior de la cavidad.</i>	137
<i>Figura IV-35 Desviación dimensional teórica del compresor de tornillo sin fin hembra no simétrico mediante dos herramientas de forma.</i>	137
<i>Figura IV-36: Proceso de solidificación del negativo de la cavidad interdental del Demostrador II.</i>	138
<i>Figura IV-37: Perfil de rugosidad superficial y mapa topográfico de las operaciones de acabado por bola del Demostrador II. Lado derecho de la cavidad interdental (abajo) y lado izquierdo de la cavidad (arriba).</i>	141

Índice de tablas

<i>Tabla II-1 Composiciones de aceros aleados forjados y laminados para engranajes.</i>	29
<i>Tabla II-2 Características de los engranajes fabricados por fundición.</i>	35
<i>Tabla II-3 Patentes relacionadas con el mecanizado superabrasivo.</i>	49
<i>Tabla III-1 Demostrador II: Engranaje espirocónico.</i>	67
<i>Tabla III-2 Demostradores III: Compresores de tornillo sin fin simétrico.</i>	68
<i>Tabla III-3 Demostradores IV: Compresores de tornillo sin fin no simétrico.</i>	68
<i>Tabla III-4 Parámetros del centro de torneado CMZ TC25 BTY.</i>	82
<i>Tabla III-5 Parámetros de la fresadora de 5 ejes Kondia HS1000.</i>	82
<i>Tabla III-6 Propiedades mecánicas y térmicas estándar del acero AISI 1055.</i>	83
<i>Tabla III-7 Parámetros de corte de las operaciones de torneado del núcleo de la herramienta (Demostrador I y II).</i>	84
<i>Tabla III-8 Parámetros de corte de las operaciones de torneado del núcleo de la herramienta (Demostrador III y IV).</i>	84
<i>Tabla III-9 Ensayos teóricos para la validación del cálculo geométrico de la herramienta de forma en base a la desviación dimensional esperada.</i>	88
<i>Tabla III-10: Composición química y propiedades mecánicas del acero AISI 1045.</i>	106
<i>Tabla III-11: Herramienta empleada en la consecución de los coeficientes de corte.</i>	107
<i>Tabla III-12: Ensayos de caracterización SK-16-20-1.2-AISI 1045.</i>	107
<i>Tabla III-13: Coeficientes de caracterización herramientas de forma-AISI 1045.</i>	108
<i>Tabla IV-1: Parámetros y características de la fresadora de 5 ejes Kondia HS1000.</i>	115
<i>Tabla IV-2 Parámetros del microscopio confocal Leica®DCM 3D</i>	116
<i>Tabla IV-3: Composición química del acero AISI 1045.</i>	116
<i>Tabla IV-4: Propiedades mecánicas del acero AISI 1045.</i>	116
<i>Tabla IV-5 Condiciones de corte de la operación de acabado de doble flanco del Demostrador III.</i>	1132
<i>Tabla IV-6: Valores medios de rugosidad superficial de la operación de SAM en la superficie lateral derecha de las cavidades interdentes del Demostrador II.</i>	139
<i>Tabla IV-7: Valores medios de rugosidad superficial de la operación de SAM en la superficie lateral izquierda de las cavidades interdentes del Demostrador II.</i>	140
<i>Tabla IV-8: Valores medios de rugosidad superficial de la operación de acabado por bola de las cavidades interdentes del Demostrador II.</i>	141
<i>Tabla IV-9: Tiempos de mecanizado y comparativa entre acabado con SAM y acabado mediante copiado de bola.</i>	142

Nomenclatura

ACARE	Consejo Asesor para la Investigación Aeronáutica y la innovación en Europa
SAM	<i>Super Abrasive Machining</i>
TEDAE	Asociación Española de Empresas Tecnológicas de Defensa, Aeronáutica y Espacio
I+D+i	Investigación, Desarrollo e innovación.
NURBS	<i>non-uniform rational B-spline</i>
HSM	<i>High Speed Milling</i>
CFD	<i>Computational Fluid Dynamic</i>
IBR	<i>Integrally Bladed Rotors</i>
p	paso circular
P	paso diametral
N/Z	Número de dientes N/Z
m	Módulo
a	<i>addendum</i>
b	<i>dedendum</i>
c	<i>clearance</i> o holgura
NPSHR	Altura de aspiración positiva neta requerida
PMC	compuestos de matriz de polímero
LFW	<i>Linear Friction Welding</i>
IHPF	Soldadura por presión de alta frecuencia
HSC	<i>High Speed Cutting</i>
PECM	<i>Precise Electro Chemical Machining</i>
EDM	<i>Electro Discharge Machining</i>
ECM	<i>Electro chemical machining</i>
SEDM	<i>Shinking Electro Discharge Machining</i>
SLM	<i>Selective Laser Melting</i>
LMD	<i>Laser Metal Deposition</i>
WEDM	<i>Wire Electro Discharge Machining</i>
HAZ	<i>Heat Affected Zone</i>
CNC	<i>Control Numérico Computerizado</i>
CAD	<i>Computer Aided Design</i>
CAM	<i>Computer Aided Manufacturing</i>
ρ_i	<i>Radio de curvatura</i>
ξ	Error dimensional

CBN	<i>Cubic Boron Nitride</i>
CFG	<i>Creep Feed Grinding</i>
RBM	<i>Rolling Ball Method</i>
NCMS	<i>National Center for Manufacturing Sciences</i>
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
ISO	<i>Internacional Organization for Standardization</i>
MQL	<i>Minimum Quantity of Lubrication</i>
Ac	Anchura de viruta
Ft	Fuerza de corte
Ps	Potencia específica de corte
u	Energía de corte
Q	Caudal de viruta
V_c	Velocidad de corte
V_f	Velocidad de avance de la herramienta
f	Avance de la herramienta
S	Revoluciones del husillo
ae	Profundidad de corte radial
ap	Profundidad de corte axial
l	línea del espacio
p,q	Puntos del espacio
vp, vq	Velocidades de los puntos p,q
ψ	Superficie de revolución
m	Semimeridiano (curva plana espacial)
r(s)	Función radial de una esfera
c̄, c	Vectores constantes que definen el movimiento instantáneo
R	Superficie reglada
Ω	Envolvente
Φ	Superficie de forma libre
z	Punto de la superficie reglada
v_z	Vector velocidad del punto z, punto correspondiente a la superficie reglada.
C_ψ	Círculo de contacto entre una esfera y una superficie de revolución
C_z	Círculo centrado en la perpendicular al vector velocidad v _z
n	Número de puntos de muestra
B	Autobisector o bisectriz
d*(s)	Función radial inicial
d_{ij}	Distancias entre la superficie de forma libre y la superficie reglada calculada

\underline{d}_j	Radios libres de penetración entre la herramienta y la envolvente
ε_j	Error de aproximación libre de penetraciones
F_{prox}	Función de proximidad entre herramienta y superficie envolvente
F_{rigid}	Función de rigidez geométrica de la herramienta de corte
F_{point}	Función de restricción de proximidad entre punto y punto
F_{plane}	Función de restricción de proximidad entre punto y superficie
F_{fair}	Función de suavidad de movimiento
F_{ortho}	Función de ortogonalidad del movimiento de la herramienta
F_{motion}	Función de las trayectorias de mecanizado de las herramientas de forma
μ_i	Coefficientes de ponderación
dF_t, dF_r, dF_a	Componente de la fuerza de corte en las direcciones X, Y y Z
F_{te}, F_{re}, F_{ae}	Componentes de las fuerzas tangencial, radial y binormal debido al rozamiento
F_{tc}, F_{rc}, F_{ac}	Componentes de las fuerzas tangencial, radial y binormal debido a la cizalladura
K_{te}, K_{re}, K_{ae}	Coefficientes de corte específicos de rozamiento en las direcciones tangencial, radial y binormal
K_{tc}, K_{rc}, K_{ac}	Coefficientes de corte específicos de cizalladura en las direcciones tangencial, radial y binormal
$t_n(\Psi, \theta, \kappa)$	Espesor de viruta sin deformar
dS	Longitud del elemento diferencial de filo
db	Diferencial de anchura de viruta
φ	Ángulo de posición
ψ	Ángulo de desfase radial
κ	Ángulo de inmersión axial
ϑ	Ángulo de giro
$r(z)$	Función de distancia radial
EE	Engranaje Espirocónico
SM	Symmetric Male
SF	Symmetric Female
NSM	Non-Symmetric Male
NSF	Non-Symmetric Female

Capítulo I. Introducción

Capítulo I. Introducción

En este capítulo se presentan los antecedentes de la aplicación de este trabajo teniendo en cuenta el entorno y los requisitos industriales. Posteriormente se citan en detalle los objetivos del trabajo y, por último, se describe la estructura del documento.

I.1. Introducción

En este documento se presenta el resultado del estudio realizado sobre la metodología de fabricación de geometrías complejas mediante el proceso de acabado de doble flanco con herramienta de forma. El trabajo llevado a cabo en el Dpto. de Ingeniería Mecánica de la UPV/EHU pretende complementar el conocimiento actual a través de su estudio experimental y de su modelización, y así disponer de un método fiable para la fabricación de este tipo de componentes.

En la actualidad la industria aeronáutica se encuentra en un estado de recuperación paulatina tras la pandemia del COVID-19, en el que poco a poco se va estabilizando el mercado, en gran parte por la demanda de viajes aéreos nacionales. A esta mejoría, se espera que le sigan los mercados intrarregionales a medida que se vayan aliviando las medidas sanitarias y de viajes. Las previsiones para 2040 según la empresa Boeing son de una demanda de 43.500 nuevas aeronaves, un crecimiento del 70% en aviones de carga y un crecimiento de la flota del 3,1%, suponiendo esto la demanda de 2,1 millones de nuevos empleos (BOEING, 2020). Mientras que las previsiones de la empresa Airbus para este mismo período de tiempo son de una demanda de 39.000 nuevas aeronaves, de las cuales 880 serían destinadas a aviones de carga, un crecimiento anual del tráfico aéreo del 3,9% y una demanda de pilotos y personal cualificado de cerca de 1,3 millones de personas (AIRBUS, 2017). Ambas empresas coinciden en que alrededor del 70% de las nuevas aeronaves serán de pasillo único, de las cuales el 40% irán destinadas a viajes intercontinentales. Esta tendencia se ve reflejada en la demanda de diferentes mejoras en las componentes de turbomaquinaria, ya que representan casi el 20% del total del coste de una aeronave (Rick & Daniel, 2000).

Además, el gran nivel de competencia alcanzado en este sector durante los últimos años ha llevado a los fabricantes industriales a la búsqueda continua de mejoras en los procesos de fabricación que permitan satisfacer la demanda de aeronaves en base a los compromisos marcados por la regulación oficial vigente, siendo estos: a) reducción de emisiones sonoras,

b) mejora de la eficiencia, c) reducción del consumo de combustible y d) reducción de los gases de efecto invernadero. De esta manera, ACARE (Consejo Asesor para la Investigación Aeronáutica y la innovación en Europa) está reuniendo los mejores talentos y capacidades de los sectores público y privado y desarrollando tecnologías de vanguardia para ponerlas a disposición de un salto transformador de las aeronaves en la década de los 2030.

Asimismo, para conseguir dichos objetivos, uno de los aspectos en los que más esfuerzos se han puesto es en la optimización de los procesos de mecanizado, ya sea en el propio proceso, o bien en los elementos que los rodean. Grandes avances suponen pequeños progresos en la mejora de la eficacia de los procesos, que, extrapoliándolo a gran escala, suponen unas reducciones muy significativas. En este aspecto, a lo largo de esta tesis se aborda la verificación de un algoritmo matemático para la optimización de trayectorias de fresado de herramienta de forma; ofreciendo una solución para estrategias de fresado de doble flanco de superficies complejas no desarrollables; incluyendo un modelo predictivo de esfuerzos de corte. A su vez, todo irá guiado por la búsqueda de conocimiento en una nueva tecnología de fabricación conocida como es el mecanizado superabrasivo (SAM).

En definitiva, para afrontar los retos que suponen la creciente demanda en el sector aeroespacial cumpliendo con la reglamentación vigente es necesaria la introducción de mejoras en los procesos productivos. Lo que supone nuevos desafíos para el sector que han de ser abordados mediante la optimización de los mismos o la inserción de nuevos procesos. En este sentido, en este trabajo se han centrado los esfuerzos en la creación de conocimiento sobre el mecanizado superabrasivo, además de la optimización tanto de la geometría de la herramienta como de las trayectorias de mecanizado de la misma, con el fin de reducir los tiempos de mecanizado, además de crear un modelo de predicción de esfuerzos de corte para el mecanizado de doble flanco.

I.2. Objetivos

El trabajo presentado plantea el desarrollo de una metodología para el mecanizado de doble contacto de superficies de geometría compleja mediante el uso de herramientas superabrasivas de geometría personalizada, o *custom-shaped tools*, denominadas también herramientas de forma. De esta manera se quiere ampliar el conocimiento en un proceso de mecanizado tan nuevo como es el SAM mediante la modelización y la experimentación de la misma. El estudio desarrollado pretende mejorar el proceso de mecanizado superabrasivo con la aplicación del modelo de fuerzas predictivo, y, por otro lado, optimizar las operaciones de

acabado mediante la programación y fabricación de herramientas personalizadas para el mecanizado de doble flanco mediante la obtención de trayectorias de mecanizado optimizadas en base a la geometría a mecanizar. De forma resumida, los objetivos planteados en este trabajo se pueden enumerar en los siguientes puntos:

- a. Desarrollo de una metodología para el mecanizado de componentes de geometría compleja mediante mecanizado superabrasivo de doble flanco.
- b. Desarrollo de un modelo de fuerzas predictivo para las operaciones de fresado de acabado de doble flanco en 5 ejes.
- c. Desarrollo de un algoritmo matemático para el fresado de doble flanco de superficies complejas no desarrollables. El algoritmo se validará con unas geometrías complejas, consistentes en diferentes tipos de engranajes y componentes con superficies alabeadas.
- d. Análisis de la viabilidad de la implementación del mecanizado superabrasivo en fresadoras convencionales, a pesar de no cumplir los requisitos de las máquinas de esta tecnología.

I.3. Organización de la memoria

El trabajo presentado ha sido organizado en una serie de capítulos que se describen a continuación:

En el **Capítulo I** se realiza una pequeña descripción de los antecedentes del proceso de fabricación y nuevas tecnologías de fabricación de componentes de alto valor añadido. En este capítulo se ubica el proceso dentro del sector aeroespacial y se detallan los objetivos y la estructura del documento.

En lo que respecta al **Capítulo II** se realiza un estudio del estado del arte de la evolución de las técnicas de diseño y fabricación de geometrías de superficie complejas, como por ejemplo los engranajes o componentes de superficie alabeada, como los álabes. En primer lugar, se describen las características que deben tener dichas piezas en la fase de diseño. A su vez, también se incluye una clasificación tanto de los engranajes en función de sus características como de los elementos alabeados que forman parte del motor del avión. Después, se presentan las operaciones de mecanizado más habituales en el proceso de fabricación de estos componentes. En lo relativo al proceso sustractivo de material, se presentan los distintos tipos

de fresado posibles, así como los distintos modelos predictivos de esfuerzos de corte aplicables. Finalmente, se muestran las diversas aplicaciones en las que se emplean estos tipos de componentes.

En el **Capítulo III** se presenta una metodología para el mecanizado de doble flanco componentes de superficie compleja, concretamente en geometrías de tipo engranaje y tipo alabeadas. En una primera etapa, se presenta un diagrama con la metodología completa a través de diferentes etapas dentro del proceso de fabricación de estos tipos de componentes, interconectadas entre sí. Poco a poco se irán añadiendo etapas en dicho diagrama y a su vez se irán explicando cada una de ellas. En primer lugar, se presentarán las 4 piezas demostrador que se emplearán a lo largo del capítulo. Posteriormente, se presentará un algoritmo matemático para el mecanizado de doble flanco que calcula la geometría de herramienta para minimizar la desviación geométrica de la pieza, así como las trayectorias de mecanizado óptimas. Asimismo, se mostrará el proceso de fabricación de las herramientas de forma calculadas. Después, se expondrá la etapa de verificación virtual de trayectorias y análisis dimensional de la pieza, datos necesarios para el proceso iterativo de cálculo del algoritmo. Finalmente, se muestra el modelo matemático de fuerzas que prevé los esfuerzos de corte de la operación de fresado de doble flanco previo al mecanizado de la pieza. En él se detalla paso por paso cómo funciona dicho modelo, pasando por el cálculo de los espesores de viruta y coeficientes de corte empíricos, hasta la estimación de los esfuerzos de corte. A su vez, también se presenta un método geométrico como complementación del modelo anterior para el cálculo del espesor de viruta.

En el **Capítulo IV** se presenta la validación de todo lo expuesto en el **Capítulo III**, para ello, se mecanizan los demostradores expuestos en el capítulo anterior. Además, una vez fabricados, se miden distintos parámetros como rugosidad superficial, tiempos de mecanizado, desviación dimensional etc. Junto con ello, se evalúa la viabilidad del proceso de SAM en las operaciones de acabado.

En último lugar, en el **Capítulo V** se presentan las principales aportaciones derivadas del trabajo realizado, así como las posibles líneas futuras que han surgido de la realización del mismo, las cuales permitirán profundizar más aún en el conocimiento de este proceso.

**Capítulo II. Evolución de las técnicas de diseño y
fabricación de componentes de geometría
compleja**

Capítulo II. Evolución de las técnicas de diseño y fabricación de componentes de geometría compleja

En este capítulo se realiza un resumen del estado del arte actual de la evolución de las técnicas de diseño y fabricación de componentes de geometría compleja, como son las superficies alabeadas y las superficies de tipo engranaje. Para ello, se hará introducción tanto de las características generales que deben cumplir estos componentes como de las técnicas de fabricación de los mismos (procesos convencionales, no convencionales y nuevos procesos viables). También se realizará un estudio acerca de los modelos de estimación de esfuerzos de corte en las operaciones de acabado y de los algoritmos matemáticos de optimización de trayectorias.

II.1. Introducción

Las industrias aeronáutica y aeroespacial están consideradas como unos de los sectores estratégicos del mercado mundial. Según la Asociación Española de Empresas Tecnológicas de Defensa, Aeronáutica y Espacio (TEDAE), este sector genera unos ingresos anuales totales de 7.600 millones de euros, de los cuales el 9,5% se destina a actividades de I+D+i. Esta inversión obedece a la necesidad de hacer frente a la competitividad global; no sólo relacionada con el diseño de nuevos componentes, sino también con las propiedades mecánicas durante el ciclo de vida y la optimización de los procesos de fabricación para obtener los requisitos finales del componente (TEDAE, 2014).

A mayor complejidad en la geometría de la pieza, mayor esfuerzo requiere la programación de la misma. Concretamente, es de especial interés el estudio de componentes con superficies libres, como las superficies alabeadas de los álabes de los discos de turbina, o bien las superficies que conforman los dientes de los engranajes. El mecanizado de cualquiera de estos componentes requiere un gran nivel de programación por parte de las empresas, que habitualmente se suelen basar en la experiencia de los propios programadores. No obstante, tanto en tiradas más bien largas de álabes como en tiradas unitarias de engranajes, esto supone graves problemas a la hora de mecanizar, llegando a obtener valores de acabados no deseados. Además, el uso extendido del método de prueba y error hace necesario encontrar una metodología robusta y fiable que sirva para optimizar el proceso de mecanizado de

superficies libres, de tal manera que los resultados esperados se obtengan en los primeros ensayos, habiendo hecho las pruebas de forma virtual.

La optimización del proceso de fabricación de los álabes de las turbinas es el principal objetivo de los grandes fabricantes de motores aeronáuticos, en este caso, uno de los líderes en el sector aeronáutico; Rolls Royce, alcanzó en el 2019 la cifra de 10.000 unidades de *blisks* fabricadas en la fábrica de Oberursel, alcanzando un hito para la compañía. Los *blisks*; discos de turbina con álabes integrados, son una tecnología clave en la eficiencia del combustible de los motores aeronáuticos. Como ejemplo, en las tres primeras etapas del compresor de alta presión del Trent XWB, el motor aéreo más eficiente del mundo que vuela en la actualidad, se utilizan. El uso de estos componentes aerodinámicamente avanzados reduce el peso del compresor de alta presión alrededor de un 15%, lo que contribuye significativamente a la reducción del consumo de combustible del Airbus A350 XWB y, por tanto, de sus emisiones de CO₂, en alrededor de un 25% en comparación con la generación anterior (Rolls-Royce, 2019).

En el caso de los engranajes, todos los estudios de mercado prevén un incremento del uso de los mismos. La importancia que están adquiriendo estos elementos de transmisión se hace notoria por ejemplo en los datos que revela el “*Global Gear Manufacturing Market Report 2022*” donde los ingresos generado por la fabricación de engranajes aumentará un 200% en los próximos 6 años, habiendo aumentado un 350% en los anteriores 8 años. La tendencia al alza se hace evidente en todos las regiones del planeta (Figura II-1) (Cognitive Market Research, 2021)

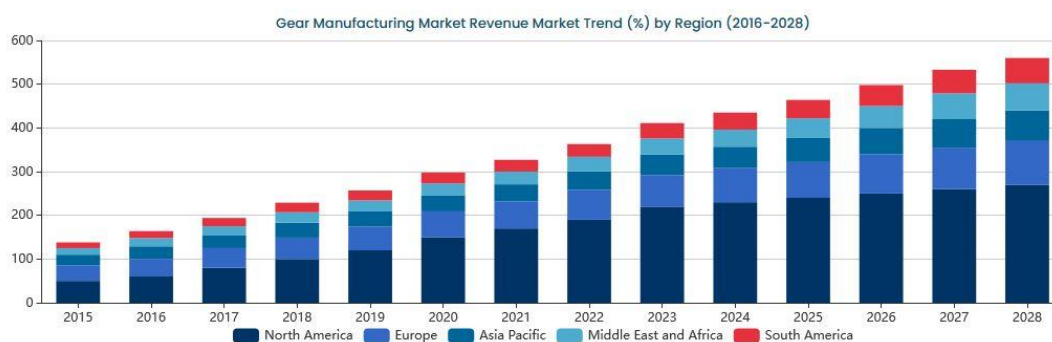


Figura II-1 Tendencia de los ingresos del mercado de fabricación de engranajes (%) por región (2016-2028).

En relación con los diferentes procesos de fabricación, existen muchos retos relacionados con este tipo de componentes. Debido a las condiciones de trabajo y a los requisitos estrictos de funcionamiento, los materiales de los que están hechos son superaleaciones termorresistentes o materiales de alta dureza, como por ejemplo las aleaciones base níquel o las aleaciones de

titanio, en el caso de los álabes; y los distintos tipos de acero en el caso de los engranajes. Este tipo de aleaciones se caracteriza por la combinación de altos valores de dureza y bajos valores de conductividad térmica. Esto, a su vez, implica desgastes de herramienta prematuros así como elevados valores de esfuerzos de corte (Pereira et al., 2017). Es aquí donde las nuevas tendencias de los procesos de fabricación y la optimización de los procesos de fabricación convencionales juegan un papel crítico para ofrecer una producción eficiente, en términos no sólo de la calidad de la pieza, sino también de tiempos de producción, así como también del consumo de materiales y herramientas.

II.2. Criterios generales de diseño de piezas con superficies complejas

II.2.1. Superficies de forma libre vs superficies regladas

Una superficie puede definirse como la parte común de dos zonas adyacentes en el espacio. Las superficies contienen dos caras, pero desde el punto de vista representativo, se considera como una película delgada que cubre un cuerpo sólido o divide dos regiones en el espacio. Por lo tanto, se define como cuerpo geométrico cuando los cuerpos materiales están separados de todas sus propiedades, excepto de su forma y extensión (Zorrilla & Muniozguren, 1996). Las superficies se clasifican en superficies regladas, no regladas y de forma libre.

Las superficies regladas se describen como el movimiento de una línea recta (generatriz) a lo largo de una o varias curvas (directrices). Es decir, se considera una superficie reglada cuando para cada punto hay una línea recta situada en la superficie (Tapp, 2016). A su vez, las superficies regladas se dividen en superficies desarrollables o alabeadas (Figura II-2). En el caso de las superficies desarrollables, el plano tangente a la superficie es único para todos los puntos de la línea generatriz, permitiendo su transformación en un segmento plano. La principal diferencia en el caso de las superficies alabeadas es que también existe un plano tangente que contiene la generatriz, pero en este caso es variable para cada punto de la generatriz, lo que imposibilita su adaptación a un plano sin que se produzca una deformación o rotura. Esto implica que las superficies regladas desarrollables son las idóneas para aplicar la técnica de fresado de flanco o *flank milling*. Mientras que para el caso de las superficies regladas no desarrollables no existiría un posicionamiento de la herramienta teórico que consiguiera un acabado perfecto. Como se puede ver en la Figura II-3, la diferencia fundamental entre una superficie reglada alabeada y una superficie reglada desarrollable

reside en el hecho que en la vista isoparamétrica de la misma la superficie reglada desarrollable tiene todos los vectores con la misma orientación, mientras que la alabeada tiene valores distintos.

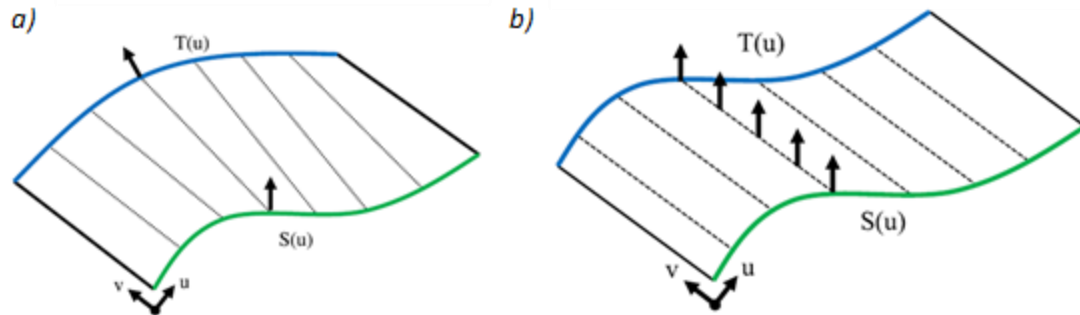


Figura II-2 a) Superficie reglada alabeada y b) Superficie reglada desarrollable (Harik et al., 2013).

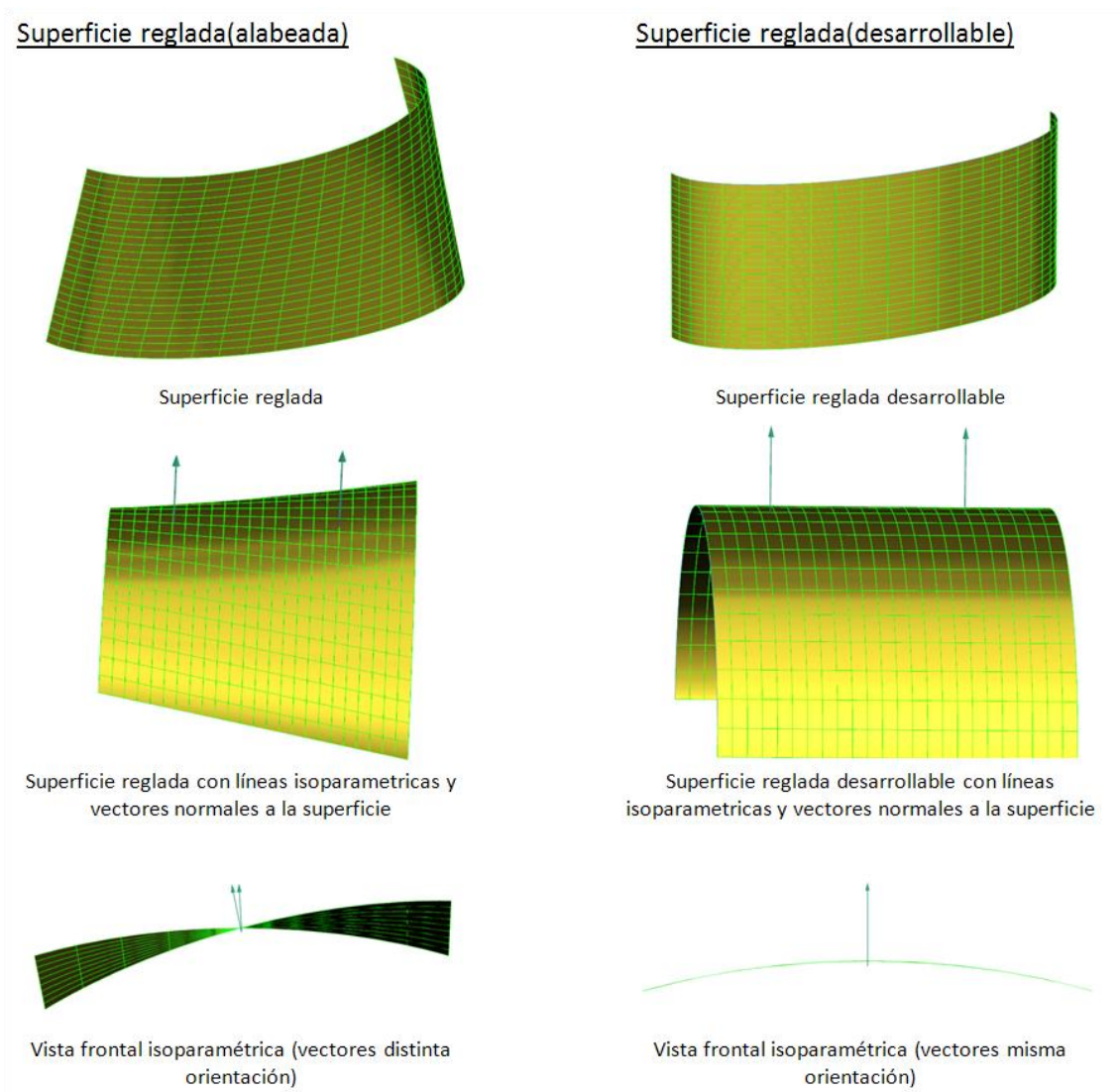


Figura II-3 Comparativa entre superficies regladas y superficies regladas desarrollables.

Las superficies no regladas, curvadas o doblemente curvadas son las que se generan mediante una generatriz curva. Dentro de este grupo hay muchas geometrías diferentes, según la naturaleza de la curva, la ley de movimiento y la variabilidad de la forma.

Duncan y Mair (Duncan & Mair, 1983) definieron las superficies de forma libre como aquellas que no se generan de forma continua y presentan una forma arbitraria como la que generan los escultores, es por ello que también se las conoce como superficies esculpidas o “*sculptured surfaces*”. Esto es, este tipo de superficies no se aproxima mediante una ecuación matemática simple y, por lo general, suelen estar diseñadas por superficies NURBS, B-Splines, de Bezier o de Coons. La Figura II-4 muestra algunos ejemplos de superficie reglada, superficie doblemente curvada y una superficie de forma libre.

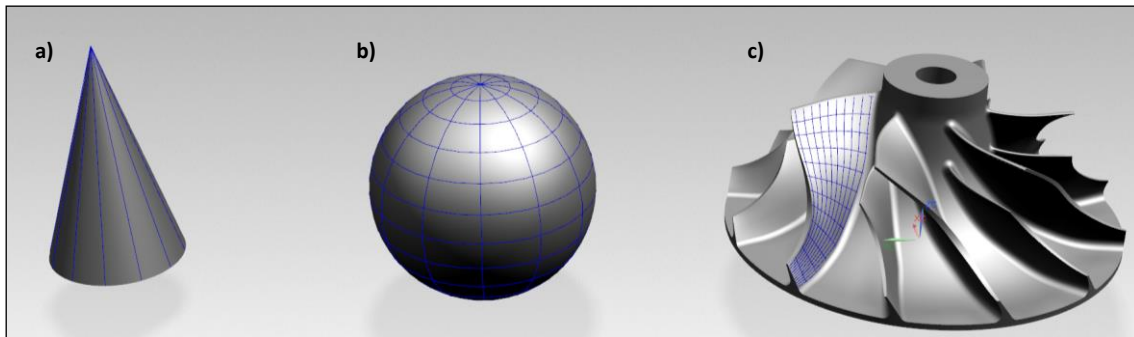


Figura II-4 Ejemplos de diferentes tipos de superficies: a) Superficie reglada: cono, b) Superficie doblemente curvada: esfera y c) Superficie de forma libre: *impeller*.

Sin embargo, desde un punto de vista industrial, se considera como geometría compleja aquella superficie que no está generada a partir de superficies desarrollables primitivas (cilindro, cubo, cono, etc.). No se consideran dentro de este grupo las superficies primitivas regladas no desarrollables, como los paraboloides e hiperboloides, junto con las superficies no regladas y de forma libre. Este tipo de superficies complejas presentan un gran reto para las estrategias de fabricación, siendo la más popular para estas superficies la estrategia de fresado punto a punto o *point milling* que consiste en una combinación de trayectoria de la herramienta que reproduce la superficie deseada en diferentes pasos, generando unos saltos dimensionales entre los pasos definidos, como puede ser el proceso de fabricación empleado en la fabricación de prótesis de rodilla (Gómez-Escudero et al., 2021). Estos saltos suelen requerir operaciones de pulido, lo que aumenta los tiempos y costes de fabricación (Chaves-Jacob et al., 2012). Mientras que en el caso de las superficies curvas o de doble curvatura existe la posibilidad de adaptar la geometría de la superficie mediante una superficie reglada en base al parámetro del radio de curvatura en V . Cuanto mayor sea el valor del parámetro, más se parecerá a una superficie reglada.

II.2.2. Espesor de las piezas

El uso de superficies complejas en los diseños de todos los componentes del sector aeronáutico es cada vez más habitual, ya que mediante éstas se consiguen los mejores resultados. Pero no solo la geometría es importante, sino que el peso del componente es un factor clave del mismo. Es por ello necesario encontrar un equilibrio entre la ratio resistencia-peso, máxima resistencia y mínimo peso; además de un comportamiento homogéneo. No obstante, para cumplir con estos requisitos, la geometría de los álabes, en este caso, es muy compleja, retorcida y delgada, véase en la Figura II-5.



Figura II-5 Geometría compleja de un álabe de turbina.

Cada vez se tiende más al uso de componentes monolíticos, esto es, que se mecanizan partiendo de un sólo tocho inicial, evitando así uniones innecesarias entre elementos, llegando a eliminar hasta el 95% del material inicial. A su vez, el proceso de mecanizado de piezas de pared delgada, en particular el mecanizado intermitente como es el fresado periférico, puede volverse inestable cuando el sistema herramienta-pieza es excitado por las interacciones dinámicas, incluyendo las cargas de corte y los impactos externos (G. Wu et al., 2021), pudiendo aumentar el error geométrico, empeorar la calidad superficial y acelerar el desgaste de la herramienta, llegando incluso llegar a romper la herramienta (Niyas et al., 2022).

La deformación de la pieza es otra cuestión que no puede ignorarse en el mecanizado de componentes flexibles de pared delgada. Tanto la herramienta de corte como la pieza de pared delgada pueden deformarse debido a la variación de las cargas de corte y a la reducción gradual de la rigidez de la pieza durante el proceso de mecanizado (Si-meng et al., 2017). La flexión es casi inevitable en el proceso de acabado debido a la baja rigidez inherente a la geometría de pared delgada. Además, múltiples factores, como los parámetros de corte, el

diseño de las fijaciones y las secuencias de operación, también pueden influir en las magnitudes de la deformación.

Para la fabricación de componentes de paredes delgadas se emplea el denominado *High Speed Milling* (HSM), una de las tecnologías de fabricación más rentables y eficientes. Se suele emplear esta técnica para aumentar la productividad de las operaciones, mejorando al mismo tiempo la calidad superficial de los productos. Los recientes avances en el desarrollo de herramientas de corte y la mejora del rendimiento de las máquinas herramienta han hecho que el proceso de fresado sea más flexible y ecológico (Ullah et al., 2021).

II.2.3. Dinámica de fluidos computacional

Las turbinas de gas, tanto en el campo aeroespacial como en el campo de la energía, han evolucionado de manera muy significativa, mejorando aspectos como la relación resistencia-peso, consumo de combustible o reducción de emisiones sonoras o contaminantes, entre otras muchas. Pero para poder mejorar todos estos aspectos ha sido necesario la investigación en diferentes campos, como la mejora de los materiales, diseños de turbinas capaces de aguantar mayores presiones con menores holguras axiales o la mejora de los procesos de refrigeración (Abdelaziz et al., 2022; Zhao et al., 2022).

La fiabilidad de los componentes rotativos de las turbomaquinarias depende esencialmente de su integridad estructural. Por ello, el diseño y el análisis de las diferentes etapas a lo largo del proceso de desarrollo del producto deben ser minuciosas para cumplir con los requisitos del fabricante. Para ello, es necesario considerar el comportamiento aerodinámico, termodinámico y tensional del componente. El uso de la dinámica de fluidos computacional CFD (*Computational Fluid Dynamic*) permite obtener valores de velocidad, presión y temperatura con el fin de adquirir información relevante para optimizar las geometrías de los álabes y maximizar la eficacia del ciclo cinemático-termodinámico. Una de las principales razones para el uso común de técnicas de CFD para el diseño de componentes rotativos integrales de turbomaquinaria se deriva del elevado coste de la creación de prototipos experimentales (Biollo & Benini, 2011). Adamsab et al. realizaron una serie de ensayos CFD sobre los álabes de una turbina de gas, en la que analizaron cómo variaba el campo de presiones y velocidades del fluido al atravesar por una turbina de gas (Figura II-6) (Adamsab, 2021).

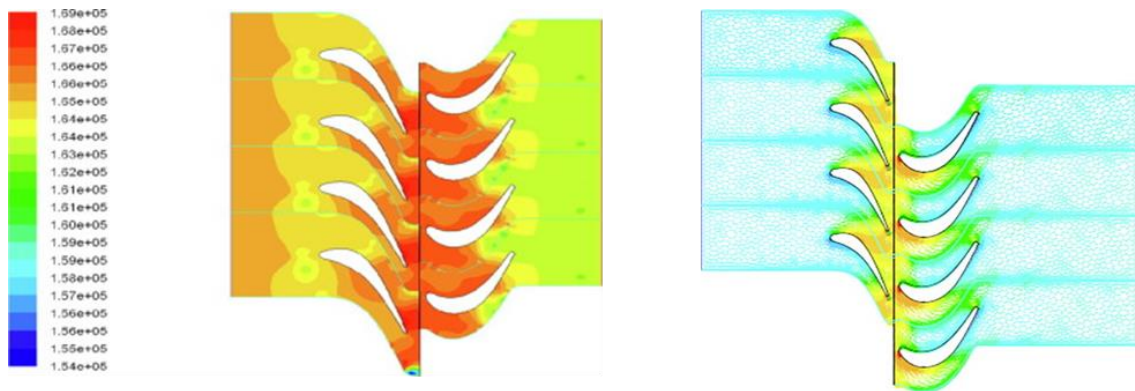


Figura II-6 Modelo numérico del flujo en una turbina de gas (Adamsab, 2021): a) Campo de presiones y b) Líneas de velocidad en los álabes.

Por otro lado, existen estrictas regulaciones y objetivos por parte de las instituciones internacionales en cuanto a la reducción de emisiones y ruidos que, junto con la reducción de costes de las aerolíneas, requieren de mejoras tecnológicas constantes. Otro objetivo principal es la reducción del consumo de combustible, una forma de conseguir esta reducción consiste en optimizar la eficiencia térmica. Para ello, se requiere aumentar la relación de presión en el ciclo, lo que implica mayores temperaturas en las etapas de compresión y mayores cargas. Asimismo, hay que realizar análisis de control adicionales relacionados con las siguientes cargas mecánicas: (1) cargas radiales causadas por las fuerzas centrífugas que intervienen en los álabes, (2) tensiones de flexión generadas cuando el fluido comprime el álabe y (3) cargas térmicas derivadas de la expansión/contracción desigual a lo largo de la superficie del álabe.

La combinación de las cargas definidas y las vibraciones de los álabes puede provocar la formación de grietas y, por tanto, la rotura de los componentes. Por consiguiente, los complejos diseños geométricos de los IBR, las condiciones y requisitos de trabajo extremos y los materiales difíciles de cortar implican numerosos retos de fabricación que se mencionan en las siguientes secciones.

II.3. Procesos de fabricación empleados en componentes de geometría compleja

Dentro de todos los tipos de componentes formados por superficies de forma compleja, destacan dos tipos de componentes, por un lado, las piezas rotativas monobloque, como son los *impellers* y *blisks*; y, por otro lado, los engranajes. En la Figura II-7 se muestran los tres tipos de componentes citados anteriormente.

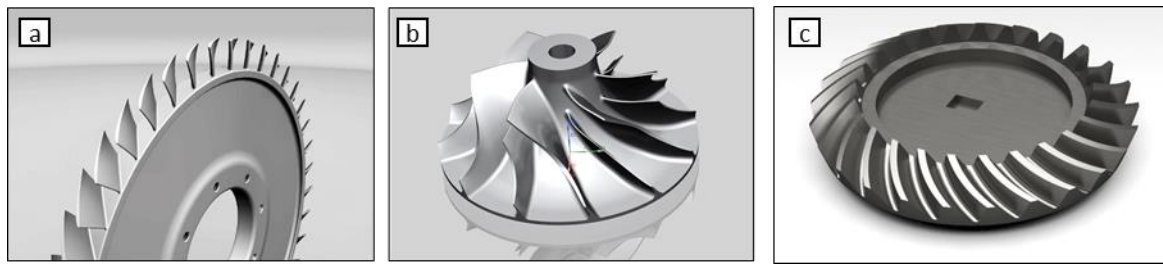


Figura II-7 Componentes de geometría compleja: a) Blisk, b) Impeller y c) Engranaje.

II.3.1. Terminología

II.3.1.1. Componentes rotativos del motor aeronáutico

Blisk (*bladed integrated disk*) es un componente de turbomaquinaria formado por un disco en el que vienen integrados los álabes, a diferencia de los discos de turbina convencionales donde se encastran los álabes mediante ranuras con forma de *fir-tree*. La palabra *blisk* viene de la unión de las palabras *blade* y *disk*, y también se le conoce como IBR (*integrally bladed rotors*). Sirve como componente crítico del compresor del motor aeronáutico que permite que entre una cantidad suficiente de aire comprimido en la cámara de combustión para que se produzca dicho proceso (Figura II-8).

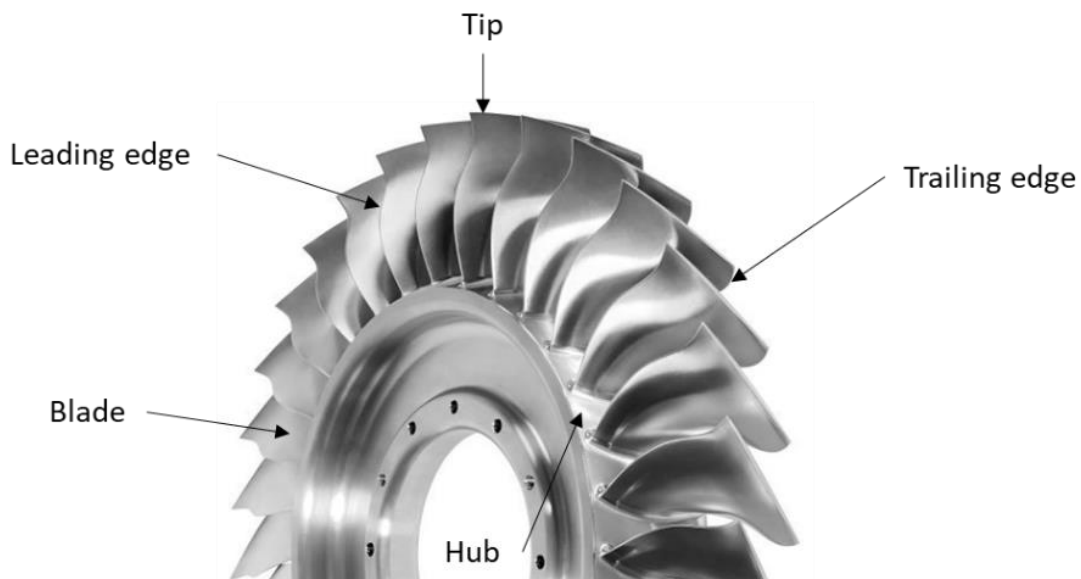


Figura II-8 Terminología de las partes de un *blisk*.

- *Leading edge*: redondeo de la parte superior del álabe. Superficie encargada de unir las superficies de succión y presión.
- *Trailing edge*: redondeo de la parte inferior del álabe.
- *Tip*: parte superior o punta del álabe.
- *Hub*: parte inferior o suelo de *blisk*, superficie de revolución donde se sitúan los álabes.

El *impeller* (Figura II-9) es un componente de turbomaquinaria cuya función es aumentar la presión y velocidad de un fluido, o para disminuir la velocidad en el caso de las turbinas. Estos componentes están formados por dos tipos distintos de álabes, *blades* y *splitters*, situados de manera alterna sobre la base denominada *hub*.

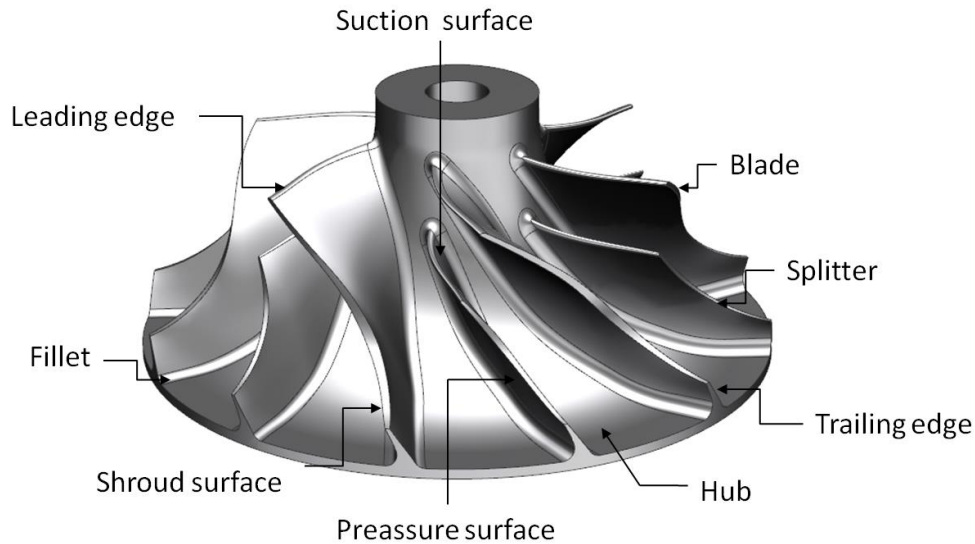


Figura II-9 Terminología de las partes de un *impeller*.

- *Blades*: álabes principales del *impeller*.
- *Splitters*: álabes secundarios del *impeller*. No todos los *impellers* disponen de estos elementos, en el caso de disponer de ellos se colocan de manera alterna.
- *Hub*: parte inferior o suelo de *impeller*, superficie de revolución donde se sitúan los álabes.
- *Pressure surface & Suction surface*: superficies que conforman los álabes del *impeller*.
- *Fillet*: radio de redondeo entre las superficies de presión y succión de los álabes y el *hub*.
- *Shroud*: canto exterior de los álabes. Esta superficie proviene del torneado de la preforma del *impeller* y todos los álabes están contenidos en una misma superficie de revolución.
- *Leading edge*: Redondeo de la parte superior del ábete. Superficie encargada de unir las superficies de succión y presión.
- *Trailing edge*: unión de las superficies de presión y succión de la parte inferior del ábete.

II.3.1.2. Engranajes

Un engranaje es un elemento rotatorio dentado, el cual está en contacto con otro elemento dentado y, sirven para transmitir potencia. La rueda más grande se llama corona, mientras que las más pequeña, piñón. El contacto de ambas ruedas permite transmitir el movimiento circular de un sitio a otro (Figura II-10).

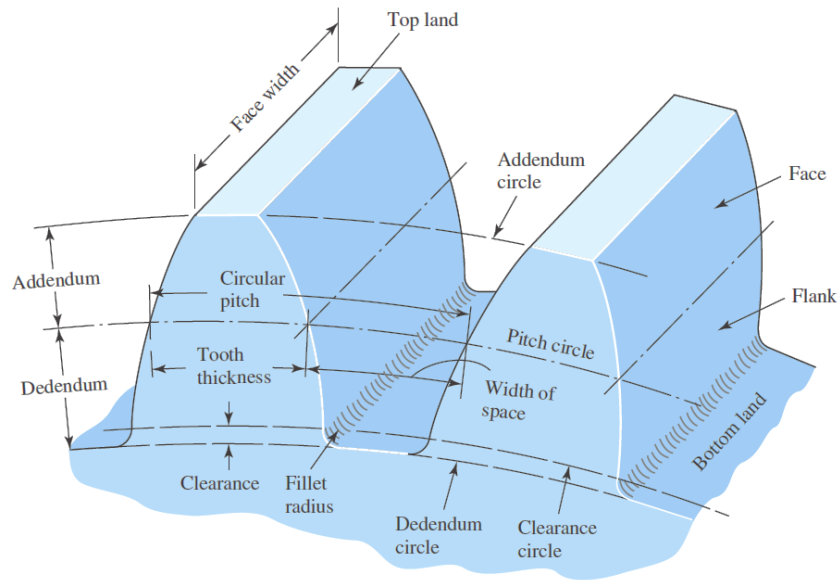


Figura II-10 Terminología de un engranaje.

- **Círculo de paso (pitch circle):** es el círculo teórico sobre el que se realizan los cálculos de los engranajes. Su diámetro se llama diámetro de paso (*pitch diameter*). Los círculos de paso de dos engranajes acoplados son tangentes entre sí.
- **Paso circular (circular pitch) p :** es la distancia medida en el círculo de paso de un punto de un determinado diente al mismo punto en el diente adyacente. El paso circular es igual a la suma del espesor del diente y del ancho de espacio entre dientes.
- **Paso diametral P :** es la razón del número de dientes N de un engrane a su diámetro de paso. Debe tenerse presente que los engranajes acoplados deben tener el mismo paso diametral.
- **Número de dientes N :** es el número total de dientes.
- **Módulo m :** es el inverso del paso diametral.
- **Círculo base:** es el círculo a partir del cual se construye la forma curva del diente.
- **Círculo de la raíz (dedendum circle):** es el círculo que define la superficie de fondo del diente.
- **Círculo de la cabeza (addendum circle):** es el círculo que define la superficie de la cabeza del diente.

- *Cabeza (addendum) a* : es la distancia radial medida desde el círculo de paso a la cabeza del diente.
- *Raíz (dedendum) b* : es la distancia radial medida desde el círculo de paso a la superficie de fondo del diente.
- *Cara (face)*: superficie del diente que está por encima del círculo de paso.
- *Flanco (flank)*: superficie del diente que está por debajo del círculo de paso.
- *Radio de redondeo (fillet radius)*: radio de redondeo entre el flanco del diente y el suelo.
- *Ancho de cara (face width)*: longitud del diente en dirección transversal.
- *Círculo de holgura (clearance circle)*: círculo tangente al círculo de la cabeza del engrane acoplado.
- *Holgura (clearance) c* : distancia entre la cabeza del diente y la raíz del diente engranado.

II.3.2. Tipos de piezas en función de la geometría

II.3.2.1. Tipos de impellers y blisks

En base a la geometría, se pueden diferenciar 3 tipos de impellers: abiertos, semiabiertos y cerrados (Figura II-11). El diseño del *impeller* es el factor más importante para determinar el rendimiento, ya que un diseño adecuado optimiza el flujo mientras minimiza la turbulencia y maximiza la eficiencia.

- *Impeller* abierto: como característica tiene que los álabes están libres en ambos lados. Este tipo de *impellers* son estructuralmente débiles, por lo que se emplean en bombas de pequeño diámetro y de bajo coste.
- *Impeller* semiabierto: los álabes están libres por uno de sus lados, mientras que por el otro están apoyados sobre un suelo. La cubierta agrega resistencia mecánica. También ofrecen mayores eficiencias que los *impellers* abiertos. Se pueden usar en bombas de diámetro medio y con líquidos que contienen pequeñas cantidades de sólidos en suspensión.
- *Impeller* cerrado: los álabes se encuentran cubiertos tanto superior como inferiormente. Se utilizan en bombas grandes con altas eficiencias y bajo altura de aspiración positiva neta requerida (NPSHR). Las bombas centrífugas con impulsor cerrado son las bombas más utilizadas para el manejo de líquidos transparentes.



Figura II-11 Tipologías de *impellers*: a) Abierto, b) Semiabierto y c) Cerrado.

A pesar de existir distintas tipologías de *impellers* en base a la geometría de los mismos, el funcionamiento es prácticamente igual en todos ellos: el fluido entra por el orificio central y, después de ser impulsado por los álabes, es dirigido al exterior radialmente a mayor presión y velocidad. Las superficies que constituyen los álabes suelen ser superficies libres con poco radio de curvatura en los extremos y grandes radios de curvatura en la zona central. Además, una característica de estos componentes es el tamaño pequeño de los álabes, lo cual permite velocidades de rotación superiores en comparación con otros componentes de turbomaquinaria.

En cuanto a la dirección del flujo, los *impellers* pueden ser axiales, radiales o mixtos. Los compresores axiales ofrecen un mayor empuje en comparación con los compresores radiales para la misma área frontal. Además, existe la posibilidad de mejorar la presión alcanzada incluyendo más etapas dentro de los *impellers* axiales. Por ello, los *impellers* axiales son más populares en la mayoría de los motores turbofán. Mientras que los *impellers* radiales son más robustos para los motores turbofán pequeños y medianos y para los motores turboeje o turbohélice (El-Sayed, 2016).

En el caso de los *blisks*, al igual que sucede en el caso de los *impellers*, se pueden diferenciar en función de si los álabes están libres o tienen paredes en sus extremos, por lo que los *blisks* pueden ser abiertos o cerrados. En este tipo de componentes, la principal diferenciación que se suele hacer es si son monobloque o bien los álabes están unidos al disco de turbina por ranuras.

Existe una tendencia en los últimos años de fabricar estos componentes de turbomaquinaria como piezas monolíticas. El motivo principal del cambio de componentes ensamblados a componentes monolíticos es evitar el mayor número posible de uniones en piezas rotativas (Mateo, 2014). A lo que también hay que sumar una reducción en peso del 30%, además de una reducción de los problemas de fricción y las fugas de fluidos, el consumo de combustible y la reducción de emisiones y ruido (Kumar, 2013; Martin Bußmann, Jürgen Kraus, 2005). No

obstante, no sólo son ventajas lo que aporta las piezas monobloque, ya que las soluciones de fabricación son más complejas (problemas de accesibilidad, adaptabilidad de las herramientas, limitaciones de la cinemática de la máquina...). Asimismo, los discos de turbina ensamblados también presentan una ventaja muy diferenciadora en contraposición con los *blisks*, y es que, en caso de rotura o erosión de uno de los álabes, éste se puede sustituir por uno nuevo (W. Han et al., 2018).

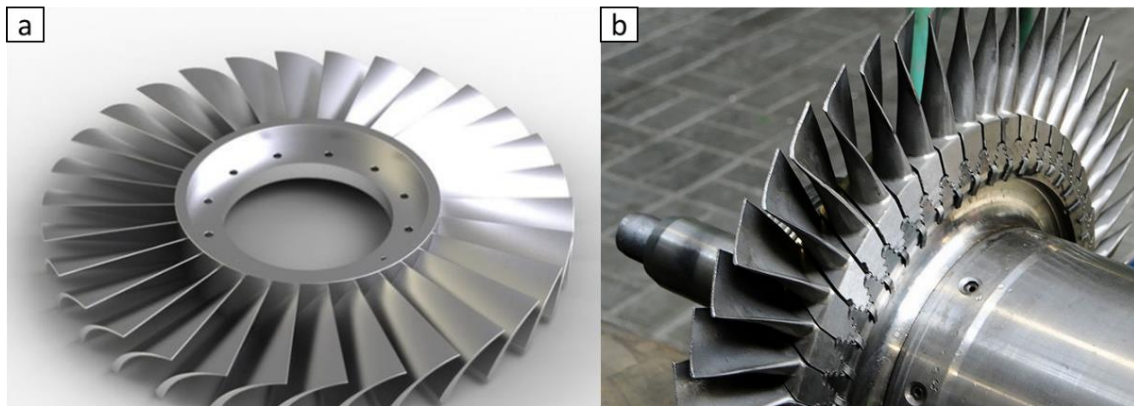


Figura II-12 Tipos de *blisk*: a) *Blisk* monobloque y b) Disco de turbina con álabes unidos (Tudor, 2015).

II.3.2.2. Tipos de engranajes en función de su geometría

En el caso de los engranajes, existen múltiples clasificaciones a la hora agruparlos en base a su geometría, en donde destacan las siguientes 3 clasificaciones que se suelen realizar: la primera de ellas es según la forma del engranaje, la segunda es según la forma de los dientes, y, por último, está la clasificación según la posición de las ruedas dentadas en el espacio.

II.3.2.2.1. Clasificación según la forma del engranaje

- *Engranajes cilíndricos*: son discos con dientes tallados en la periferia y los ejes son paralelos.
- *Engranajes cónicos*: su finalidad es la transmisión del movimiento entre árboles que se cruzan formando un ángulo determinado. Se trata de troncos de cono con dientes tallados en su superficie lateral, pudiendo ser estos ser rectos o curvos. Los ejes se cortan en el espacio.
- *Engranajes hiperbólicos*: los ejes se cruzan en el espacio. Dentro de esta categoría estarían los hipoides o los helicoidales de ejes cruzados.
- *Engranajes o compresores de tornillo sin fin*: son un caso particular dentro de los engranajes helicoidales, en los que el piñón es un tornillo con una rosca helicoidal que tiene una o varias entradas.

II.3.2.2.2. Clasificación según la forma de los dientes

- *Engranajes de dientes rectos*: son de forma rectilínea y se colocan paralelos al eje de giro de la rueda dentada. Es la tipología más común de los engranajes cilíndricos. Se utilizan, fundamentalmente, para grandes reducciones de engrane, velocidades pequeñas y medias. Sus principales ventajas es que son sencillos de diseñar y fabricar, fiables, mucho más eficientes, pueden transmitir gran cantidad de potencia y, además, proporcionan una relación de velocidad constante y estable.
- *Engranajes de dientes helicoidales*: se caracterizan por su dentado oblicuo con relación al eje de rotación. Debido a su forma oblicua son más silenciosos y trabajan de forma más suave. Existe tres tipos engranajes helicoidales (helicoidales de ejes cruzados, helicoidales de ejes paralelos y helicoidales dobles o en espiga). Sus dientes en ángulo hacen que el funcionamiento del engranaje sea más suave y silencioso, pudiendo transmitir mayor potencia.

II.3.2.2.3. Clasificación según la posición de las ruedas dentadas

- *Interiores*: Los dientes se encierran tallados en la parte interna del cilindro.
- *Exteriores*: Los dientes se encierran tallados en la parte externa del cilindro.



Figura II-13 Distintos tipos de engranajes: a) Engranaje cilíndrico de dientes rectos externos, b) Engranaje cilíndrico de dientes rectos internos, c) Engranaje cilíndrico de dientes helicoidales, d) Engranaje cilíndrico de dientes helicoidales en espiga, e) Piñón cremallera, f) Engranaje cónico de dientes rectos, g) Engranaje cónico de dientes helicoidales, h) Engranaje hipoide y i) Engranaje o compresor de tornillo sin fin.

II.3.3. Material constitutivo

Un aspecto fundamental de los componentes mencionados en los apartados anteriores es el material base del que están hechos. Éste varía en función de las condiciones de trabajo a las que esté sometido dicho componente. Además, en muchos de esos casos los componentes están expuestos a condiciones agresivas durante todo su ciclo de vida. Por ello, el material tiene que caracterizarse por tener propiedades mecánicas estables a altas temperaturas, alta resistencia específica y alta resistencia al desgaste (Figura II-14), por ello, es inevitable el uso de superaleaciones termorresistentes, tales como las aleaciones base níquel y las aleaciones de titanio en el caso de los componentes rotativos de turbina, o aceros de alta resistencia en el caso de los engranajes.

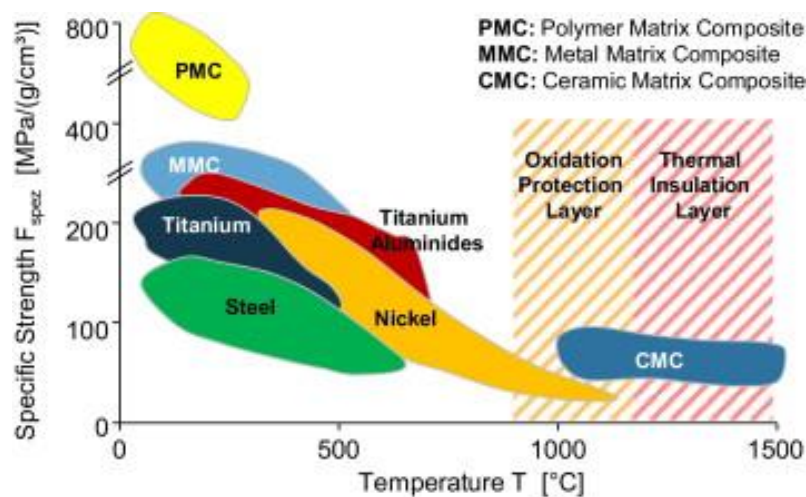


Figura II-14 Resistencia específica de los materiales en función de la temperatura de trabajo de los componentes de turbomaquinaria (Steffens, 2013).

Entre todos los materiales que se emplean en la fabricación de componentes de alto valor añadido, las aleaciones de titanio presentan una buena relación entre las propiedades mecánicas y la reducción de peso debido a su baja densidad, siendo esta de aproximadamente un 40% inferior a la del acero y un 50% inferior a la de las aleaciones con base de níquel (Padmanabhan et al., 2011). La clasificación de las aleaciones de titanio se basa en el porcentaje de fases alfa y beta que presentan en su estructura a temperatura ambiente. Por un lado, las aleaciones cercanas a la fase alfa presentan mayores propiedades de fluencia y oxidación, además de conservar su resistencia trabajando a temperaturas elevadas; sin embargo, entre las aleaciones de titanio, tienen la menor conformabilidad. Por otro lado, las aleaciones de titanio beta presentan una mejor conformabilidad, ofreciendo incluso la posibilidad de ser conformadas a temperatura ambiente, por el contrario, la densidad aumenta y la ductilidad disminuye dando lugar a una limitada soldabilidad tras los

tratamientos térmicos. Por último, las aleaciones alfa-beta presentan unas características más proporcionadas: buena resistencia a temperatura ambiente y admisible durante poco tiempo a altas temperaturas (Campbell, 2006).

Las aleaciones basadas en el níquel contienen al menos un 50% de níquel y se utilizan habitualmente para los componentes más calientes del interior de los motores de las aeronaves, donde la temperatura supera los 500-600°C. Estas superaleaciones presentan alta dureza, baja conductividad térmica y buena ductilidad (Fritz Klocke et al., 2012). Dentro de este grupo, se encuentran el Udimet®720, el Hastelloy®X o en Inconel®718.

Tomando de nuevo como ejemplo el sector aeroespacial, la Figura II-15 muestra los ámbitos específicos de aplicación de las aleaciones preferidas de base titanio y níquel en los motores de avión, en este caso del Trend 800 de Rolls Royce. La capacidad de temperatura de estos materiales aumenta constantemente gracias al desarrollo de nuevos materiales con diferentes tecnologías de fabricación primaria. Debido a la ausencia de límites de grano, los materiales monocristalinos presentan propiedades de fluencia mucho mejores que los materiales policristalinos y, por tanto, pueden utilizarse a temperaturas más elevadas (Burger et al., 2012). El uso de estos nuevos materiales, especialmente los aluminuros de titanio gamma avanzados (para aplicaciones de compresores y turbinas) (Aspinwall et al., 2005) y los compuestos de matriz de polímero (PMC) (para álabes de los discos de turbina), requiere, entre otras cosas, el desarrollo de tecnologías de fabricación adecuadas.

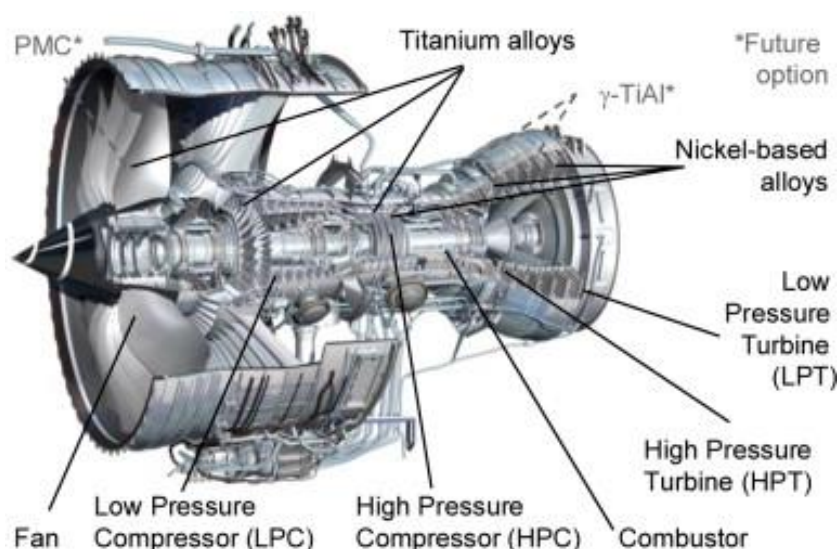


Figura II-15 Aplicación actual y futura de materiales en motores aéreos (Motor Rolls Royce Trend 800) (Fritz Klocke et al., 2014).

En el caso de los engranajes, la gran mayoría de ellos se fabrican en acero templado o cementado, mientras que un número menor se fabrica en hierro fundido y en materiales no

metálicos, como los termoplásticos y los materiales laminados de madera, tela y papel. La elección del material depende de la potencia a transmitir y de la velocidad de funcionamiento (Hewitt, 1992). En los últimos años se están investigando los composites como alternativa a los materiales convencionales, como el acero, a la hora de fabricar engranajes. Por ejemplo, con el carburo de silicio se ha conseguido características de resistencia óptimas, además de bajas tensiones de tracción inducidas (Singh et al., 2021).

Sin embargo, la gran mayoría de los engranajes se fabrican en acero debido al hecho de que ofrece una relación fuerza-peso muy superior, una alta resistencia al desgaste y la posibilidad de mejorar sus cualidades mediante tratamiento térmico, además de un precio muy competitivo. Los aceros para engranajes pueden dividirse en dos grandes clases: los aceros simples al carbono y los aceros aleados. Los aceros aleados se utilizan en cierta medida en el ámbito industrial, pero los aceros simples al carbono con tratamiento térmico son mucho más comunes. El uso de aceros aleados no tratados para los engranajes se justifica raramente, si es que se justifica, y sólo cuando se carece de instalaciones de tratamiento térmico. Los puntos que hay que considerar para determinar si se utilizan aceros al carbono lisos tratados térmicamente o aceros aleados tratados térmicamente son: si la condición de servicio o el diseño requieren las características superiores de los aceros aleados o, si no se requieren aceros aleados, si esas ventajas que se derivan compensan el coste adicional. Para la mayoría de las aplicaciones, los aceros al carbono simples, tratados térmicamente para obtener las mejores cualidades para el servicio previsto, son satisfactorios y bastante económicos. Las ventajas que se obtienen al utilizar aceros aleados tratados térmicamente en lugar de aceros al carbono lisos tratados térmicamente son las siguientes:

1. Aumento de la dureza superficial y de la profundidad de penetración de la dureza para un mismo contenido de carbono y de temple.
2. Posibilidad de obtener la misma dureza superficial con un enfriamiento menos drástico y, en el caso de algunas aleaciones, con una temperatura de enfriamiento más baja, con lo que se produce una menor distorsión.
3. Mayor tenacidad, como indican los valores más altos del límite elástico, el alargamiento y la reducción de área.
4. Un tamaño de grano más fino, con la consiguiente mayor tenacidad al impacto y mayor resistencia al desgaste.
5. En el caso de algunas aleaciones, mejores calidades de mecanizado o la posibilidad de mecanizar a durezas más altas.

A su vez, cada una de las dos clases generales se puede subdividir en 3 grupos: 1) aceros cementados, 2) acero endurecidos (*full-hardened steels*) y 3) aceros tratados térmicamente. Los dos primeros tipos son muy parecidos en muchas de las aplicaciones en las que se emplean y, generalmente se selecciona uno u otro en función de la opinión del comprador. Los aceros cementados se caracterizan por tener una capa extremadamente dura en el exterior y de grano fino, mientras que el interior es blando y dúctil; este material se emplea cuando se quiere una buena resistencia al desgaste (*Gear Materials, Classification and Application*, 2016). En la Tabla II-1 se puede ver las composiciones químicas típicas de los acero aleados forjados y laminados que se suelen emplear.

Tabla II-1 Composiciones de aceros aleados forjados y laminados para engranajes.

Tipo de acero	Composición química					
	C	Mn	Si	Ni	Cr	Mo
AISI 4130	0,28 – 0,30	0,40 – 0,60	0,20 – 0,35	...	0,80 – 1,10	0,15 – 0,25
AISI 4140	0,38 – 0,43	0,75 – 1,00	0,20 – 0,35	...	0,80 – 1,10	0,15 – 0,25
AISI 4340	0,38 – 0,43	0,60 – 0,80	0,20 – 0,35	1,65 – 2,00	0,70 – 0,90	0,20 – 0,30
AISI 4615	0,13 – 0,18	0,45 – 0,65	0,20 – 0,35	1,65 – 2,00	...	0,20 – 0,30
AISI 4620	0,17 – 0,22	0,45 – 0,65	0,20 – 0,35	1,65 – 2,00	...	0,20 – 0,30
AISI 8615	0,13 – 0,18	0,70 – 0,90	0,20 – 0,35	0,40 – 0,70	0,40 – 0,60	0,15 – 0,25
AISI 8620	0,18 – 0,23	0,70 – 0,90	0,20 – 0,35	0,40 – 0,70	0,40 – 0,60	0,15 – 0,25
AISI 9310	0,08 – 0,13	0,45 – 0,65	0,20 – 0,35	3,00 – 3,50	1,00 – 1,40	0,08 – 0,15
Type Nb	0,20 – 0,27	0,40 – 0,70	0,20 – 0,40	3,20 – 3,80	1,00 – 1,30	0,20 – 0,30
135 Mod.b	0,38– 0,45	0,40 – 0,70	0,20 – 0,40	...	1,40 – 1,80	0,30 – 0,45

II.3.4. Métodos de fabricación de componentes de geometría compleja

II.3.4.1. Fabricación de blisks e impellers

La clasificación de los procesos de fabricación está condicionada tanto por las características de los componentes como por el sector donde se emplea, además de por los requisitos del material y la definición geométrica. Dentro de la definición de los IBRs, se pueden diferenciar 2 clases en función de la relación del área del álabe o longitud del mismo y el diámetro del disco. En base a esa clasificación, en la Figura II-16 se pueden ver los procesos de fabricación empleados, la cual muestra el uso de procesos de fabricación monolíticos para diámetros pequeños-medios y procesos de unión para diámetros grandes (Martin Bußmann, Jürgen Kraus, 2005).

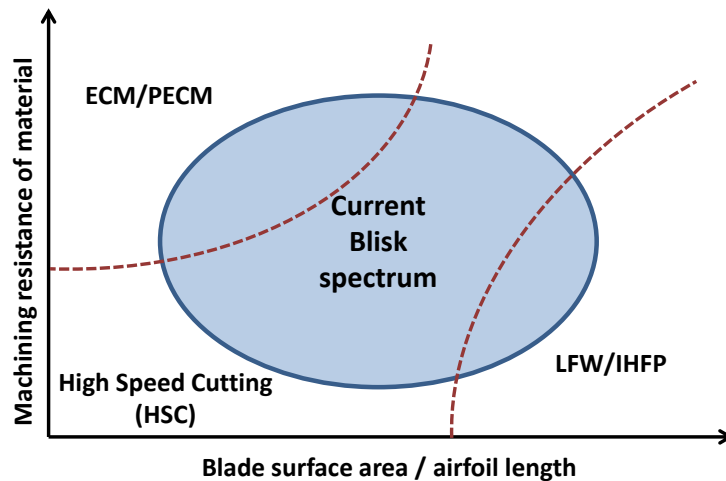


Figura II-16 Métodos de fabricación de IBRs en función de la resistencia del material y la geometría.

En el primer grupo se encuentran los componentes de grandes dimensiones, como son el *fan* y los compresores de baja presión de las primeras etapas del motor aeronáutico. Este tipo de piezas se suelen hacer partiendo de una forja, al que posteriormente se le unen los álabes mediante procesos de soldadura, soldadura por fricción lineal (LFW) y soldadura por presión de alta frecuencia (IHPF) entre otros (Bußmann & Bayer, 2007).

El segundo grupo engloba las geometrías de IBRs con un tamaño de álabe pequeño en comparación con el diámetro del disco. Estos suelen ser los componentes de la parte de alta presión del motor. En la actualidad se fabrican mediante fresado de alta velocidad (HSC) partiendo de una pieza monolítica. Entre todos los procesos que se emplean se puede hablar de la fundición, mecanizado electroquímico de precisión (PECM), electroerosión (EDM), fabricación aditiva, rectificado y mecanizado superabrasivo.

Teniendo en cuenta todas las alternativas existentes a la hora de fabricar, y la combinación entre procesos que se puede hacer en el proceso de fabricación de IBRs, Klocke et al. (F. Klocke et al., 2015) realizaron un análisis tecnológico y económico determinando 7 cadenas de procesos diferentes combinando las operaciones de fresado, PECM, ECM y fabricación aditiva, estableciendo el proceso de mecanizado completo como proceso de referencia. Siguiendo el mismo objetivo de encontrar la cadena de proceso óptima de fabricación de IBR, en la Figura II-17 se muestra un cuadro comparativo entre 20 cadenas de proceso fiables, basadas en un análisis tecnológico previo, definidas para una fabricación de *impellers* hechos de aleaciones de titanio (Klink et al., 2018).

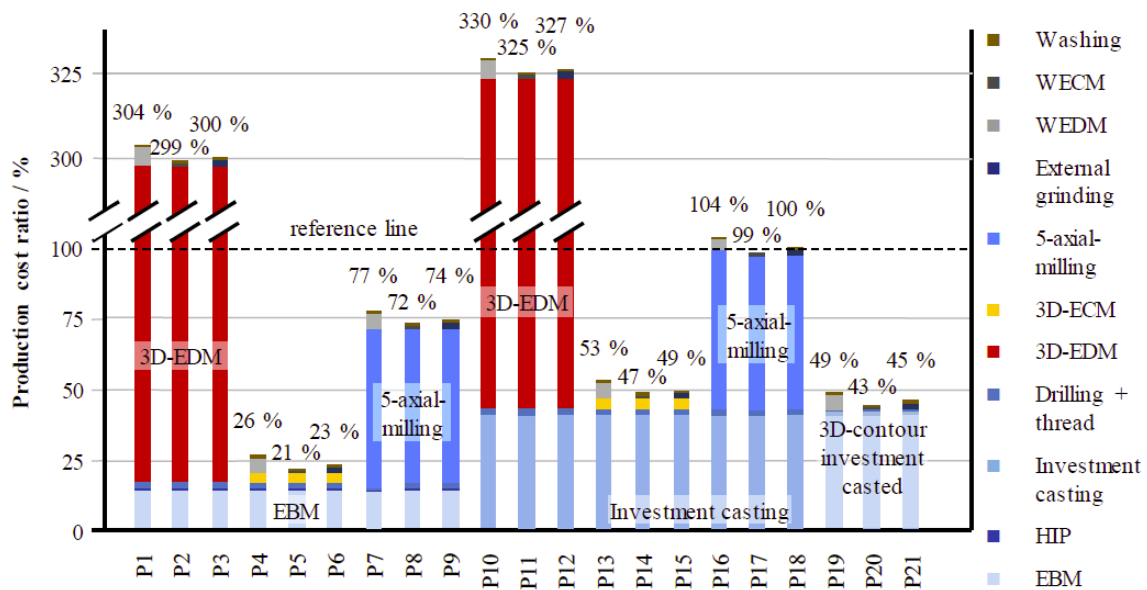


Figura II-17 Costes de fabricación de 20 cadenas de procesos distintas de *impellers*, tomando como referencia el mecanizado convencional (Klink et al., 2018).

Otros autores como Amaia Calleja et al. (Calleja et al., 2019) realizaron una comparación tanto en tiempos de mecanizado como en costes y acabado superficial entre cuatro técnicas distintas de fabricar blisks: mecanizado convencional, mecanizado convencional con soporte de algoritmos matemáticos, electroerosión por penetración (SEDM) y mecanizado superabrasivo (SAM). De ese estudio concluyeron que los tiempos de fabricación más rápidos se obtenían mediante el SAM, mientras que el mejor acabado se obtenía con el SEDM.

II.3.4.1.1. Fundición en arena

La fundición en arena es uno de los pocos procesos en los que se puede emplear metales con altas temperaturas de fusión, como el acero, el titanio o el níquel y darles una forma determinada. La fundición en arena suele emplearse en la fabricación de *impellers* de tamaño pequeño y mediano en los que no se requieren especificaciones ni propiedades mecánicas muy exigentes. La aplicación por antonomasia de la fundición en arena de *impellers* es el turbocompresor de los automóviles, ya que no son exigentes las tolerancias dimensionales y además se fabrican en grandes lotes. Otra aplicación habitual es el uso de la fundición en arena de rodets de bombas centrífugas. Generalmente, el material empleado para estos tipos de *impellers* suele ser acero, bronce, latón, aluminio o plástico.

II.3.4.1.2. Electroerosión por penetración (SEDM)

Otra tecnología empleada en la fabricación de *impellers* es la electroerosión por penetración, del inglés SEDM (*Shinking Electro Discharge Machining*). Esta tecnología se emplea para la fabricación de *impeller* cerrados, ya que no se pueden mecanizar de manera convencional

debido a la complejidad de los álabes y a su difícil acceso. A este tipo de impellers se les conoce como *shrouded blisk*, *integrated impeller* o *hooded impeller*. En la actualidad, se destacan muchos estudios técnicos sobre la fabricación de blisk/impulsores con electrodos de forma cilíndrica y compleja utilizando estrategias de control numérico multieje (Ayesta et al., 2016).

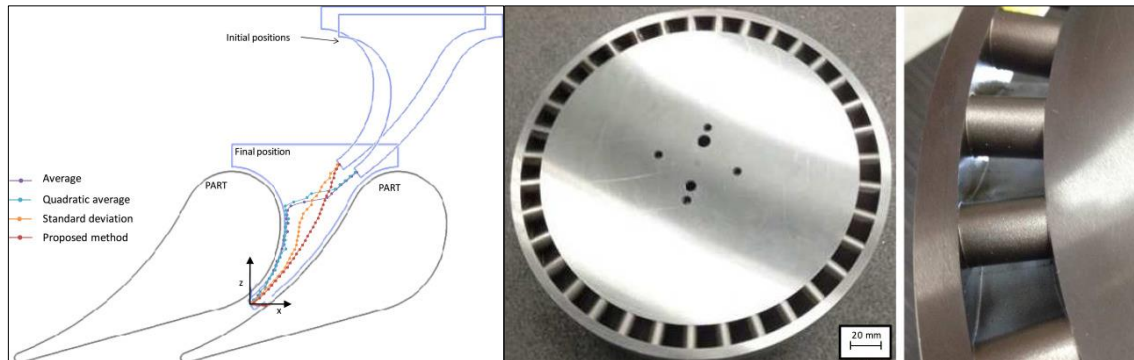


Figura II-18: Generación de trayectorias óptimas de herramientas y fabricación de impellers cerrados (Ayesta et al., 2016).

Debido a la naturaleza del proceso, no existe contacto entre la herramienta y la pieza, por lo que las propiedades mecánicas del material no influyen en el proceso de erosión. Por lo tanto, puede utilizarse para mecanizar materiales con baja maquinabilidad y altos valores de dureza. Además, al no haber contacto, no hay fuerzas de mecanizado, lo que ayuda a mejorar la precisión. Klocke et al. (F. Klocke et al., 2012) realizaron un análisis de costes y concluyeron que el proceso de electroerosión es una alternativa competitiva para la fabricación de blisks con base níquel.

Un problema que surge en este proceso es la no eliminación total del material, y es que una vez erosionado ese material tiene la posibilidad de volverse a fundir en la superficie, creando una capa con características totalmente diferentes al material base. Esto puede suponer una fuente de grietas en la pieza, para evitar este problema, en los últimos años algunos autores (Aspinwall et al., 2008) han trabajado en la eliminación de este problema, haciendo que las máquinas sean más competentes y ajustando los parámetros de erosión para reducir e incluso eliminar la capa de refundición.

II.3.4.1.3. ECM/PECM (*Electro Chemical Machining/ Precise Electro Chemical Machining technology*)

El mecanizado electroquímico (ECM) es un proceso de mecanizado de eliminación de material no convencional por electrólisis en el que se aplica un voltaje entre un electrodo de forma (cátodo) y la pieza a fabricar (ánodo) a través de un líquido electrolítico. El material retirado

precipita en la solución electrolítica como hidróxido metálico. El proceso de mecanizado se realiza sin tensiones térmicas y mecánicas, por lo que las propiedades del material no se ven alteradas, por lo que tampoco hay presencia de capa blanca (Srinivas et al., 2018). Este tipo de proceso se presenta como una buena alternativa en el mecanizado de grandes lotes de piezas de materiales difíciles de mecanizar, ya que el electrodo se desgasta poco. No obstante, la inversión en maquinaria es elevada. En el proceso clásico se aplica una tensión de corriente continua entre 5 V y 10 V, consiguiendo avances de hasta 10 mm/min. En la Figura II-19 se muestra un esquema de la metodología ECM y el set-up del proceso ECM para la fabricación de blisks en los que se aplica un avance variable con el fin de optimizar las tolerancias tanto de las caras convexas y cóncavas (Wang et al., 2021).

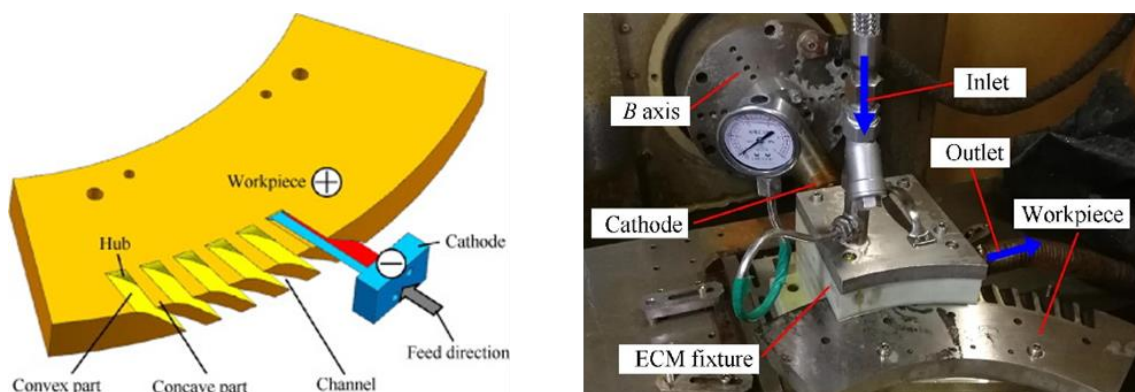


Figura II-19 Esquema del proceso de ECM y set-up de la máquina (Wang et al., 2021).

El mecanizado electroquímico de pulso/precisión (PECM) es una variante del ECM que combina una tensión pulsada con un movimiento oscilante del cátodo, obteniendo una mayor precisión de acabado. El principal inconveniente que presenta este proceso es que la inversión en máquina es mayor y los avances de corte son menores, en torno a 0,5 mm/min (Zhang et al., 2016).

Una de las principales aplicaciones de estas técnicas ECM y PECM son los blisk situados en los compresores de las turbinas de alta presión. En el caso de las turbinas aeronáuticas, la resistencia y la dureza del material son cruciales para soportar las temperaturas extremas de trabajo, por lo que repercute directamente en la maquinabilidad del material, lo que lleva a la necesidad de superaleaciones termorresistentes de difícil corte, piezas forjadas de níquel, materiales sinterizados, aleaciones de base níquel, entre otros.

II.3.4.2. Fabricación de Engranajes

Dentro de todas las tipologías de engranajes que existen, se diferencian dos grandes categorías dentro de los métodos de fabricación de los mismos. Por una parte, están los procedimientos sin arranque de viruta, los cuales abarca la fundición, sinterizado, inyección, extrusión, trefilado en frío, fabricación aditiva etc. y; por otra parte, están los procedimientos con arranque de viruta, tallado de engranajes, generación por fresa madre, por brochado, por piñón generador etc. En la Figura II-20 se puede ver un esquema detallado de todos los tipos de procesos de fabricación actuales de engranajes.



Figura II-20 Clasificación de los procesos de fabricación de engranajes.

II.3.4.2.1 Procedimientos sin arranque de viruta

El mecanizado sin arranque de viruta, o proceso de conformación, es un proceso mediante el cual transforma piezas semielaboradas en piezas finales sin desprender ninguna partícula de material en el proceso. Estos procesos se fundamentan en la deformación plástica del material aplicando presión y calor, ya sea mediante golpes, rodillos o a través de un troquel, en frío o en caliente. Como resultado no sólo se obtienen la forma y las dimensiones deseadas, con ciertas limitaciones, sino también una mejora de las propiedades (tenacidad, dureza...) para su mejor desempeño.

Cabe destacar que en los procedimientos de esta categoría se conforman todos los dientes del engranaje al mismo tiempo partiendo de un molde o matriz con el negativo del engranaje que

se quiere conformar. Por ello, la precisión final de la pieza es directamente proporcional a la calidad de dicho molde o matriz, siendo esta precisión inferior a la que se puede obtener mediante procedimientos con arranque de viruta. Además, el coste en herramientas que suele conllevar estos procedimientos es muy superior al requerido por los procedimientos por arranque de viruta, por lo que se suelen emplear en tiradas largas de engranajes.

A continuación, se describirán los diferentes procedimientos de fabricación de engranajes sin arranque de viruta.

II.3.4.2.1.1. Conformado por fundición

El conformado por fundición se caracteriza por introducir un material fundido en una cavidad, llamada molde, donde se solidifica dicho material y se obtiene una pieza con la geometría deseada. En el caso de los engranajes existen 3 tipos fundiciones empleadas: fundición por moldeo en arena, moldeo por compresión y moldeo a la cera perdida. En la Tabla II-2 se recogen las características principales de estos tipos de fundiciones.

Tabla II-2 Características de los engranajes fabricados por fundición.

Tipo de fundición	Características	Materiales	Coste de herramientas	Aplicaciones
Moldeo en arena	Mal acabado superficial y mal precisión dimensional. Ruidosos.	Acero Bronce Latón Mat. cerámicos	Coste razonable.	Aplicaciones no críticas: juguetes, aparatos pequeños, caja de cambios de montacargas...
Moldeo por compresión	Acabado superficial medio y precisión dimensional buena	Zinc Aluminio Latón	Coste elevado. Destinado a grandes tiradas.	No apropiados para altas velocidades o cargas: pequeños reductores, lavadoras, instrumentos...
Moldeo a la cera perdida	Precisión dimensional muy alta. Aplicable a una amplia gama de materiales.	Acero herramientas Aceros nitrurados.	Coste muy elevado.	Maquinaria agrícola, locomotoras...

II.3.4.2.1.2. Conformado por sinterizado

El conformado por sinterizado o por pulvimetalurgia es un tratamiento de compactado de un polvo metálico o cerámico a una temperatura inferior a la de fusión de la mezcla. Este proceso se realiza para incrementar la fuerza y resistencia del componente debido a la creación de enlaces fuertes entre las partículas. El resultado que se obtiene es una pieza con una cierta microporosidad, de elevada precisión dimensional, y perfectamente funcional.

Al igual que el modelo por compresión, los engranajes sinterizados no requieren de un posterior mecanizado y la precisión obtenida es relativamente elevada. Este tipo de proceso suele ser habitual en engranajes de pequeñas dimensiones, sobre todo si el lote de piezas es grande (X. Li et al., 2015).

II.3.4.2.1.3. Conformado por inyección

Este tipo de fabricación se emplea cuando el material base del engranaje no es metálico, sino que es de materiales termoplásticos, tales como nylon o poliacetal. Los engranajes que se obtienen presentan una baja precisión dimensional si son pequeños, pero presentan como ventaja la posibilidad de trabajar sin lubricante, además del bajo costo que suponen. Las aplicaciones típicas de este tipo de engranajes suelen ser las lavadoras, velocímetros, proyectores etcétera (Sarita & Senthilvelan, 2019).

II.3.4.2.1.4. Conformado por extrusión

Esta técnica de fabricación se caracteriza por hacer pasar al material a través de una serie de matrices, donde se le da forma, hasta obtener la forma exacta del engranaje. Por lo general, el tipo de material que se emplea en estos engranajes son metales no ferrosos, tales como el aluminio, aleaciones de cobre, bronce o latón. Cabe destacar que el resultado obtenido de este proceso es muy bueno, ya que debido a la presión que se ejerce al material sale un producto libre de poros y con una elevada resistencia. Las aplicaciones más habituales para estos engranajes son: ejes nervados huecos y estriados (Khalilpourazary, 2021).

II.3.4.2.1.5. Conformado por trefilado en frío

Este proceso de fabricación de engranajes mediante trefilado en frío se caracteriza por formar dientes en barras de acero estirándolas a través de matrices endurecidas. Gracias a trabajar en condiciones de temperatura ambiente se aumenta la resistencia del componente y se reduce la ductilidad.

II.3.4.2.1.6. Conformado por estampación

El proceso de estampación se caracteriza por someter a un material, metálico en este caso, a una carga de compresión entre dos moldes con la intención de darle una geometría concreta. Normalmente, el acabado de los engranajes que se obtienen de este proceso de fabricación es malo y la precisión es pobre. Por ello, la utilidad de los mismos es en aplicaciones que no requieren grandes tolerancias, como son los juguetes o mecanismos de baja velocidad.

También existe la estampación de alta precisión, que, gracias al uso de matrices de alta tolerancia, se obtienen engranajes de elevada precisión y sin rebabas. Esta suele ser la técnica de fabricación de los engranajes de los relojes analógicos.

II.3.4.2.1.7. Conformado por forjado

El proceso de forja es ampliamente usado en la industria como método de fabricación de componentes metálicos debido a las grandes ventajas que ofrece: propiedades mecánicas mejores que otros procesos, disminución de los defectos internos (homogenización del material) y disminución del tamaño de grano. No obstante, también presenta unos inconvenientes, tales como una precisión dimensional mala (± 1 mm) y su uso sólo es recomendable en tiradas largas. Los campos donde se suelen emplear estos engranajes son en el sector de la automoción, en la industria aeroespacial, sector energético y minero, ferrocarril...

A pesar de estas características del proceso, ha habido un gran recorrido de investigación en torno a la estampación de engranajes y la obtención de lo conocido como engranajes *near net shape*. De esta manera, ya se pueden conseguir formas finales de engranajes exentos de operaciones de acabado (Gök et al., 2016; Irani & Taheri, 2008; Yilmaz et al., 2019).

II.3.4.2.1.8. Conformado por fabricación aditiva

La fabricación aditiva, cada vez más presente en la industria, es un proceso de fabricación que consiste en generar una pieza capa a capa aportando un material en polvo y fundiéndolo. Existen dos grandes métodos dentro de este campo: *Selective Laser Melting* (SLM), en la que un láser se encarga de fundir el polvo en el lugar correspondiente y, *Laser Metal Deposition* (LMD), en la que un haz laser crea un baño fundido en la superficie del componente y posteriormente se crean soldaduras con el material aportado. En ambos, casos las piezas fabricadas mediante esta tecnología tienen una rugosidad superficial elevada, por lo que es necesario operaciones de acabado.

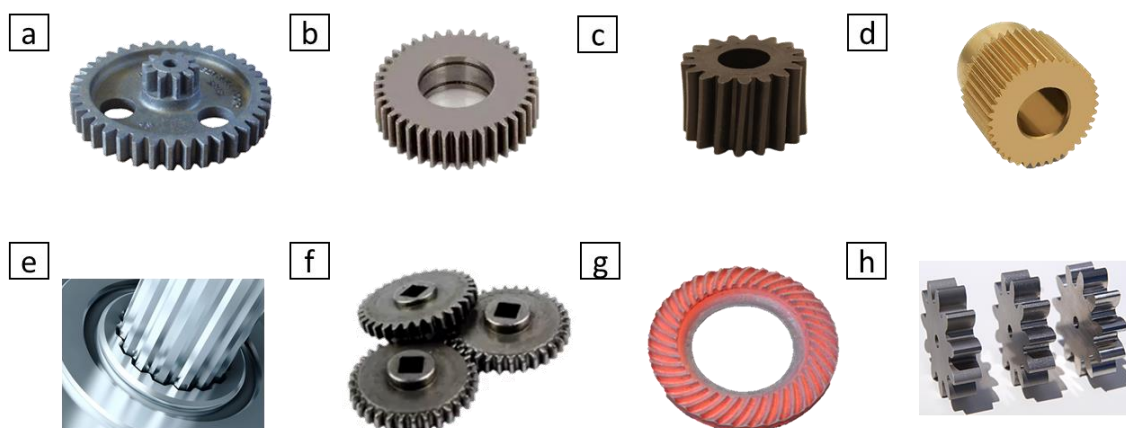


Figura II-21 Fabricación de engranajes mediante procedimientos sin arranque de viruta: a) Fundición, b) Sinterizado, c) Inyección, d) Extrusión, e) Trefilado en frío, f) Estampación, g) Forja y h) Fabricación Aditiva.

II.3.4.2.2. Procedimientos con arranque de viruta

El mecanizado con arranque de viruta, en cambio, es un proceso que consiste en separar material con herramientas, dando lugar a un desperdicio o viruta. En el caso de los engranajes, los procedimientos de fabricación de ruedas dentadas consisten en el tallaje de los dientes a través de una herramienta a partir de un cilindro base. Se pueden diferenciar dos grandes grupos dentro de estos procedimientos, los procedimientos de talla por reproducción o por generación.

En los procesos de fabricación de engranajes por reproducción o generación, el filo de la herramienta empleada es una copia idéntica de la cavidad interdental del engranaje. Esto supone un gran número de herramientas requeridas no para un engranaje, pero sí para hacer una familia de los mismos, ya que cada uno necesitarás una herramienta concreta en función del módulo y del número de dientes que tenga.

Mientras que en los procesos de fabricación de los engranajes por generación la finalidad es que la herramienta de corte genere el perfil conjugado de los dientes, como si hubiera un contacto entre perfiles. De esta forma, la cinemática del proceso la impone la propia máquina de tallado. De esta manera, se consigue una precisión muy elevada, además de asegurar un funcionamiento perfecto y silencioso, aún a velocidades elevadas.

II.3.4.2.2.1. Procesos de fabricación de engranajes por generación

II.3.4.2.2.1.1. Generación por fresa madre o hobbing

El método de tallado Pfauter permite el tallado de ruedas dentadas cilíndricas rectas o helicoidales, tanto exteriores como interiores de forma simultánea, reduciendo de esta manera el tiempo de fabricación y posibles desalineaciones del proceso. El tallado de los dientes se realiza mediante una herramienta particular, denominada fresa madre que tiene geometría de tornillo sin fin. La principal ventaja de esta herramienta es la capacidad de generar todos los engranajes de un mismo módulo, sin importar el número de dientes. No obstante, el precio de estas herramientas es muy elevado y además el tiempo efectivo de uso muy reducido.

En el caso de los engranajes de dientes rectos, es necesario disponer de movimiento al eje de la fresa, de modo que los dientes de la fresa estén verticales durante el contacto. Mientras que si se quieren fabricar engranajes helicoidales hay que inclinar el eje de rotación de la fresa madre.

II.3.4.2.2.1.2. Generación mediante brochado

El brochado es un proceso de fabricación el cual consiste en emplear una herramienta rectilínea de filos múltiples, conocida como brocha, sobre la superficie que se desea tallar una ranura. En el caso de los engranajes, la herramienta posee la geometría de la cavidad interdental. En términos generales, el brochado se realiza en una sola pasada mediante el avance continuo de la herramienta, la cual retrocede a su punto de partida una vez completado el recorrido. La brocha trabaja por arranque sucesivo de material mediante el escalonamiento racional de sus filos cortantes, definidos por la forma cónica de la misma.

Entre las características ventajosas de la brocha se pueden enunciar las siguientes: se trata de un proceso muy rápido, preciso y fiable, en el que es posible realizar el desbaste, semiacabado y acabado en la misma operación (DMG, 2015).

II.3.4.2.2.1.3. Generación con piñón generador

El proceso de fabricación de engranajes mediante piñón generador, también conocido como *Gear Shaping* o sistema Fellows, consiste en el tallado del engranaje mediante un movimiento vertical de la herramienta, mortaja, con respecto a la pieza en bruto y girando alrededor de su eje al mismo tiempo. Es imprescindible la sincronización de los movimientos de giro, de forma que esté conjugado con el movimiento de vaivén.

Al igual que en el tallado por fresa madre, únicamente es necesario una herramienta por cada módulo, por lo que el número de dientes no es un factor que le afecte a la hora de elegir la herramienta. La gran ventaja de este proceso es la equidad en la que trabajan todos los dientes de la mortaja, ya que mecanizan de forma correlativa. Con este método es posible fabricar engranes rectos y helicoidales, tanto externos como internos, así como cremalleras. La única geometría que no es posible generar mediante este proceso es la de tornillo sin fin.

II.3.4.2.2.1.4. Generación con cremallera

El proceso de fabricación de engranajes mediante cremallera o *rack shaped cutter*, también conocido como sistema de Maag y Sunderland, funciona de manera análoga al proceso de fabricación con piñón generador. En este caso la herramienta, llamada peine creador o cremallera mortajadora, se mueve con movimientos de vaivén en la dirección del eje del engranaje. La cremallera genera simultáneamente las dos caras del diente. Como ventaja en comparación con el sistema de Fellows, o piñón generador, se puede decir que es más productiva debido a la mayor facilidad de reafilado de la herramienta de corte.

II.3.4.2.2.1.5. Generación mediante electroerosión por hilo (WEDM)

Mediante la generación de ruedas dentadas por electroerosión por hilo es posible fabricar engranajes de elevada precisión, debido a la erosión generada por las chispas que se generan en el hilo al pasar una corriente por el mismo. Esto a su vez genera una zona térmicamente afectada, conocida como HAZ (*Heat Affected Zone*), la cual preocupa dentro de sector industrial, debido a que esta capa es la exterior de los engranajes, la cual entra en juego en el funcionamiento de la rueda dentada (Klink et al., 2011). Además, mediante esta técnica no es posible realizar modificaciones microgeométricas que no sea ortogonales a la dirección del hilo.

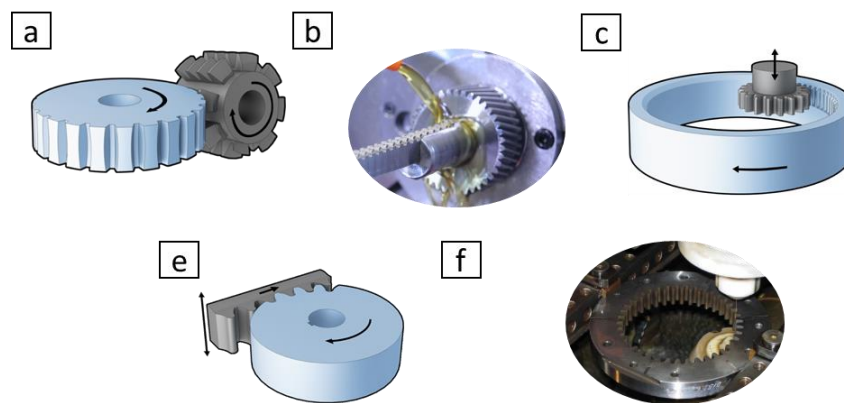


Figura II-22 Fabricación de engranajes mediante procedimientos con arranque de viruta por generación: a) Fresa madre, b) Brochado, c) Piñón Generador, d) Cremallera y e) Electroerosión por Hilo (WEDM).

Cabe destacar la existencia de máquinas específicas para la fabricación de engranajes cónicos, en los que las cavidades interdentales poseen características geométricas difíciles de mecanizar por los métodos convencionales de fabricación, tales como el espesor variable de la ranura y el acabado posterior de los flancos de los dientes por separado. Existen cuatro sistemas de generación para el tallado de ruedas cónicas: procedimiento Bilgram, Gleason, Oerlikon y Klingelnberg.

II.3.4.2.2.2. Procesos de fabricación de engranajes por reproducción

II.3.4.2.2.2.1. Cepillado

El cepillado se trata de un proceso en el que una herramienta con la forma de la cavidad interdental realiza movimientos de vaivén sobre el cilindro base del engranaje con el fin de hacer ranuras, correspondientes al espacio entre dos dientes consecutivos. Una vez finalizado un diente, se gira el cilindro un ángulo $1/Z$ para poder cepillar la siguiente cavidad. Se trata de una técnica en desuso que se emplea en el tallado de engranajes no normalizados.

II.3.4.2.2.2. Fresado mediante fresa de módulo

El mecanismo de fabricación mediante fresado con fresa módulo es muy similar al cepillado, con la salvedad de la herramienta en uso, que en este caso es una fresa especial estandarizada (fresa de módulo). Estas herramientas tienen forma de disco y en el exterior tiene la geometría de la cavidad interdental que se quiere mecanizar. Este proceso presenta una serie de desventajas, que son las siguientes: necesidad de tener una fresa por cada combinación de módulo y número de dientes, además del elevado coste de cada fresa; el rápido desgaste que sufren estas herramientas y la generación de inexactitudes en los perfiles conjugados, algo admisible únicamente a velocidades pequeñas.

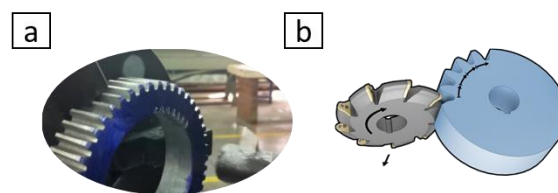


Figura II-23 Fabricación de engranajes mediante procedimientos con arranque de viruta por reproducción: a) Cepillado y b) Fresado mediante Fresa Madre.

II.3.5. Estrategias de mecanizado

El proceso de fresado convencional ha ido evolucionando desde sus inicios, allá por el siglo XVIII. Hay indicios de que en Francia fue donde se originó este concepto, ya que se cree que se acoplaron herramientas rotativas en tornos a pedal con el fin de mecanizar engranajes. Sin embargo, existe un cierto consenso histórico de que el americano Eli Whitney fue el inventor de la fresadora moderna (1765-1825). Pero el verdadero cambio sucedió con la creación de los ordenadores y la introducción del CNC (Control Numérico Computerizado) en la época de los 80. Hoy en día, tanto el diseño como la generación de trayectorias de mecanizado que abarcan los sistemas CAD/CAM son inmensas, ofreciendo soluciones muy flexibles para piezas muy complejas.

En la actualidad, los procesos de fabricación de geometrías complejas siguen siendo objeto de estudio por parte de muchos investigadores debido a la cantidad de aspectos que intervienen. En primer lugar, cabe destacar que la programación de estas estrategias de mecanizado de geometrías complejas se realiza comúnmente con el apoyo de un software CAM, ya que la programación manual es prácticamente imposible, salvo trayectorias muy sencillas. Es cierto que las estrategias de acabado son las que más influyen en la geometría final y en las tolerancias superficiales. Sin embargo, las estrategias de desbaste y semiacabado, previas a las etapas de acabado, requieren especial atención porque es en esas etapas donde se puede

optimizar la productividad del proceso de mecanizado (Gómez et al., 2021). La optimización de los procesos de fabricación se centra en priorizar la productividad para las estrategias de desbaste y la precisión para las estrategias de semiacabado y acabado. La productividad depende principalmente de los tiempos de mecanizado y del coste de la herramienta. A pesar de los grandes avances tecnológicos relacionados con las herramientas de corte de fresado, la fabricación de IBRs, por ejemplo, sigue requiriendo el uso de muchas herramientas de fresado debido al desgaste y rotura de las mismas. Además, el aumento de la productividad con condiciones y estrategias de corte agresivas implica el aumento del desgaste de las herramientas. Por lo tanto, el objetivo principal de la etapa de desbaste es lograr un equilibrio entre la productividad y los costes del proceso.

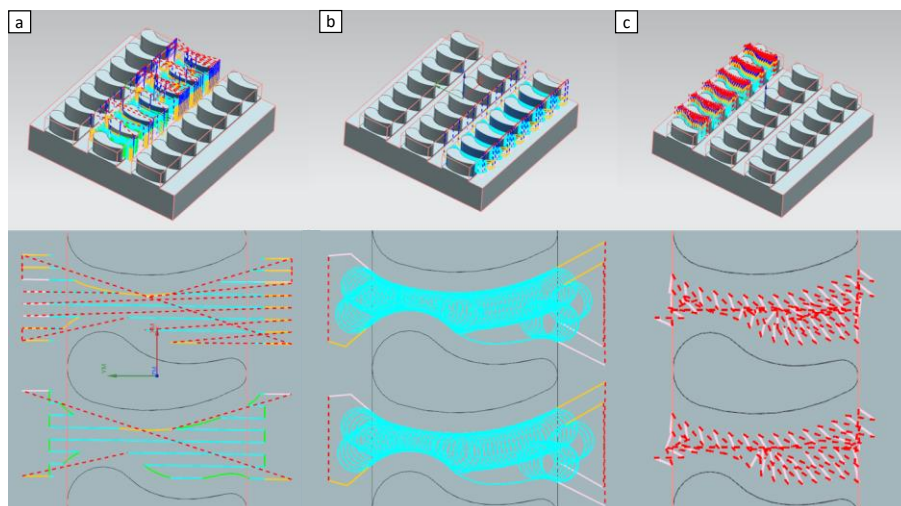


Figura II-24 Comparación de estrategias de desbaste de IBRs: a) Fresado convencional, b) Fresado trocoidal y c) Fresado en *plunge* (Gómez et al., 2021).

La Figura II-24 muestra tres las estrategias de desbaste más empleadas, que son el fresado convencional, el fresado trocoidal y el fresado por inmersión o en *plunge*. La estrategia de ranurado convencional consiste en utilizar el diámetro completo de la herramienta como profundidad de corte radial (a_e). Las principales ventajas de esta estrategia son las altas tasas de eliminación de material y la simplicidad de la programación de las trayectorias de mecanizado. Sin embargo, esta estrategia provoca elevadas fuerzas de corte radiales, por lo que en algunos casos la profundidad de corte axial (a_p) debe realizarse en muchas pasadas y, elevadas concentraciones de temperatura en puntos localizados de la herramienta. El fresado trocoidal combina el movimiento lineal de la herramienta con trayectorias circulares, lo que implica un menor desgaste de la herramienta en comparación con el fresado convencional. Además, las fuerzas de corte radiales son menores lo que ofrece la opción de utilizar mayor velocidad de corte y profundidad de corte axial, ya que las fuerzas se distribuyen por todo el

filo, al igual que el calor generado en la operación de mecanizado (Gómez et al., 2021). El principal inconveniente del fresado trocoidal es que requiere una mayor capacidad dinámica de la máquina para realizar los movimientos circulares continuos. En el fresado en *plunge*, la herramienta se desplaza a lo largo del eje de la herramienta (eje Z), el mecanizado se realiza con el filo secundario y se evitan las vibraciones laterales. Esta estrategia de desbaste se suele aplicar en los siguientes supuestos: ranuras profundas, estabilidad insuficiente en el proceso y materiales con baja maquinabilidad (Zhuang et al., 2013).

Al igual que las operaciones de desbaste están relacionadas con la productividad, las operaciones de semiacabado y acabado están relacionadas directamente con la geometría final, las tolerancias dimensionales y los requisitos de acabado superficial. Las estrategias de fresado en las operaciones de semiacabado y acabado se clasifican en función de la superficie de contacto entre la pieza y la herramienta, diferenciándose dos tipos de estrategias: acabado punto a punto o *point milling* o, acabado de flanco o *flank milling* (Figura II-25).

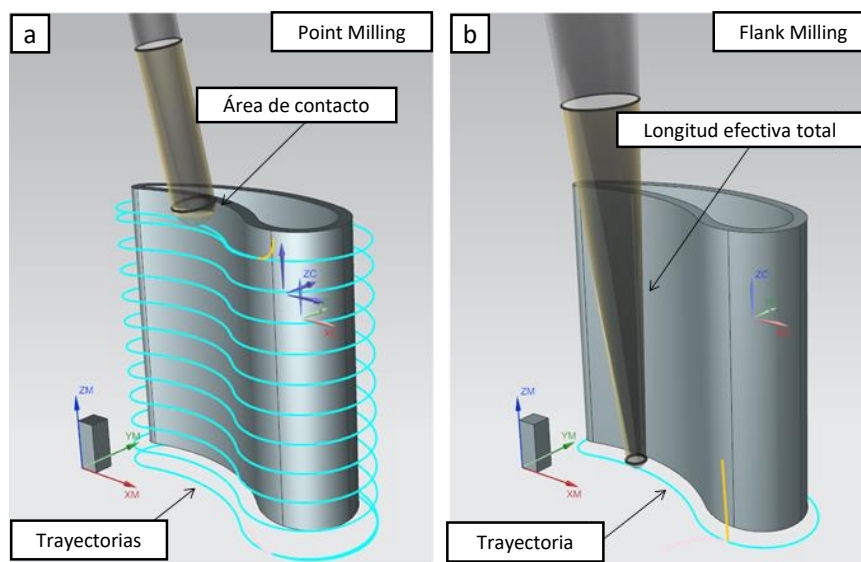


Figura II-25 Estrategias de acabado: a) *Point milling* y b) *Flank milling*.

La operación de *point milling* se caracteriza por el uso única y exclusivamente de la zona esférica de la herramienta, haciendo una trayectoria que sigue la geometría de la pieza con incrementos muy pequeños. El principal inconveniente de esta estrategia reside en el elevado tiempo de mecanizado y el extremo desgaste de la herramienta, ya que se corta constantemente con la misma región de la herramienta.

La estrategia de *flank milling*, por el contrario, emplea todo el flanco efectivo de la herramienta durante el corte, por lo que es una estrategia mucho más productiva, reduciendo los tiempos de mecanizado y aprovechando al máximo los filos de la herramienta. Sin

embargo, no siempre es una opción útil para geometrías complejas ya que la precisión de esta estrategia depende del tipo de superficie, siendo necesaria una superficie reglada desarrollable para su adecuada aplicación. Además, en el caso de materiales difíciles de cortar, hay que tener en cuenta que cuanto mayor sea el contacto entre la herramienta y la pieza, mayor será la potencia, menor la estabilidad, peor la evacuación de la viruta y mayores las capacidades de la máquina requeridas.

En los casos en que las geometrías a mecanizar son superficies regladas desarrollables, el flanco de la herramienta se mantiene tangente a la superficie a lo largo de todo el eje de la misma. Por lo tanto, las estrategias de fresado de flanco mantienen ese contacto tangencial entre el eje de la herramienta y la superficie a lo largo de cada generatriz que define la superficie, lo que permite utilizar la longitud total efectiva de la herramienta como profundidad de corte axial.

Es de vital importancia diferenciar entre las superficies no desarrollables y las superficies regladas desarrollables, ya que no es posible obtener un error nulo en las primeras mediante la estrategia de *flank milling*, dado que siempre se comete un error (ξ), estudiado por Senatore et al. (Senatore et al., 2008). Redujo la expresión de manera analítica a una expresión en la relaciona el radio de la herramienta y el ángulo entre los planos tangentes en ambos extremos de la isoparamétrica de la superficie. Además, Senatore diferenció tres casos de estudio (1) cuando el radio de curvatura ρ_i es mayor que el radio de la herramienta, (2) cuando el ángulo de torsión (α_i) es pequeño y (3) una combinación de ambos, ρ_i mayor que el radio de la herramienta y un ángulo de torsión pequeño; siendo este último caso, el que se ajusta a las superficies regladas utilizadas para los álabes de las turbinas.

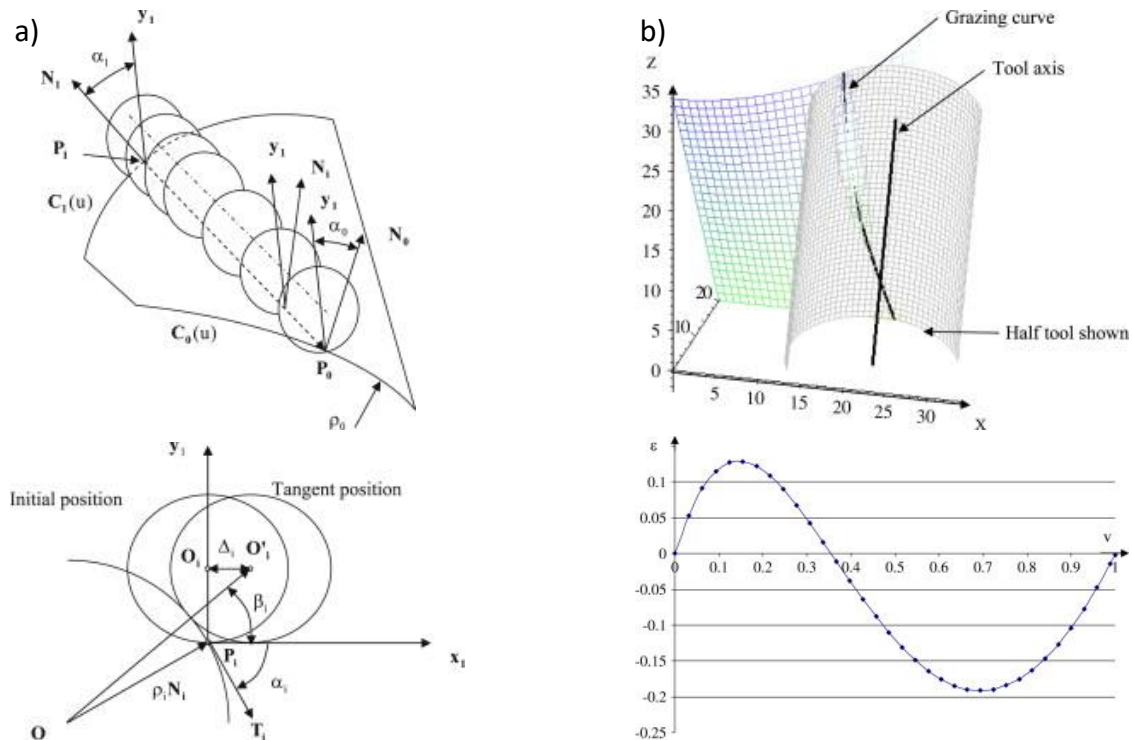


Figura II-26 Estimación del error en estrategias de *flank milling* en superficies regladas (Senatore et al., 2008).

Por ello, si la superficie reglada es desarrollable ambos planos tangentes a la isoparamétrica son coincidentes, lo que conduce a un error nulo. Cabe destacar que existen numerosas investigaciones sobre algoritmos de optimización del fresado de flancos. Algunos de ellos se basan en una aproximación de la superficie a la envolvente de la herramienta y en la optimización de la posición del eje de la herramienta para cada punto de la superficie a mecanizar. Estos algoritmos de optimización de estrategias se describen con más detalle en la subsección II.3.7.

II.3.6. Super Abrasive Machining (SAM)

Como se ha mencionado anteriormente, los componentes de geometría compleja presentan muchos retos relacionados con la baja maquinabilidad combinada con geometrías difíciles y requisitos de acabado. Estos problemas llevan a optimizar los procesos de fabricación tradicionales, mejorando las estrategias de corte, el diseño de las herramientas y las técnicas de refrigeración. A lo largo de este capítulo, se han detallado muchos procesos de fabricación, comúnmente utilizados en la fabricación de estos componentes. Por un lado, se explicaron los procesos de fabricación tradicionales o convencionales, como es el caso del fresado. Por otro lado, se consideraron las tecnologías de fabricación no convencionales como alternativa, como por ejemplo el mecanizado electroquímico (ECM) o el mecanizado por electroerosión (EDM).

No obstante, es necesario considerar los procesos abrasivos como una posible alternativa para la fabricación de este tipo de componentes. Existen algunas tecnologías abrasivas no convencionales (*Abrasive flow machining, magnetic abrasive finishing o magneto-rheological abrasive flow finishing*) que se caracterizan por su buen rendimiento en cavidades de geometría compleja y de limitada accesibilidad para los procesos convencionales, logrando grandes precisiones dimensionales y requisitos de calidad superficial de acabado (Dehghan Ghadikolaei & Vahdati, 2015). Sin embargo, al mismo tiempo, estos procesos presentan bajas tasas de eliminación de material, lo que implica una menor productividad en términos de tiempo y costes de mecanizado (Flaño et al., 2018).

En la última década, se ha empezado a utilizar un nuevo proceso abrasivo, conocido como *Super Abrasive Machining (SAM)* o mecanizado superabrasivo. El cual va en la dirección de encontrar una tecnología innovadora con el fin de aumentar la productividad. R. Petrilli (Petrilli, 2012) definió el SAM como “un rectificado a velocidades de mecanizado”. Por lo tanto, esta tecnología proporciona, en condiciones de corte similares a las del mecanizado, una precisión de acabado más cercana al rectificado, haciendo del SAM un proceso muy versátil. Existen 3 tipologías de herramientas distintas dentro del mecanizado abrasivo, que se conocen del inglés como: *bonded, coated* y *loose*. Las primeras de ellas, tiene un aglomerante en el que están adheridas las partículas abrasivas y, dicho aglomerante está unido a su vez a un núcleo. De esta tipología son las herramientas de SAM o las muelas de rectificado, siendo los procesos de esmerilado, bruñido y superacabado en los que se emplean. La segunda categoría, la de herramientas recubiertas, se emplea principalmente en los procesos de esmerilado, desbarbado, pulido y superacabado. Por último, la tercera categoría de herramientas se emplea en los procesos de lapeado, pulido, chorreado, *abrasive flow machining* y *magnetic abrasive finishing* (Azarhoushang, 2022).

La principal diferencia entre el rectificado convencional y el SAM es que el rectificado se utiliza habitualmente para bajas tasas de arranque de material orientadas a conseguir los requisitos de tamaño y acabado final; en cambio, el SAM se adapta mejor a una gran variedad de geometrías complejas y a mayores tasas de arranque de material, ofreciendo además una elevada precisión y calidad superficial. Una diferencia notable entre ambos procesos reside en el tipo de herramientas abrasivas utilizadas; las herramientas abrasivas SAM (véase la Figura II-27) cubren una amplia gama de geometrías pequeñas –diámetros ≤ 25 mm- y consisten en muelas superabrasivas de una sola capa. No obstante, también hay que destacar que las velocidades de rotación necesarias para obtener las velocidades de corte periférico adecuadas

son muy elevadas, en la mayoría de los casos superiores a 50.000 rpm (Aspinwall et al., 2007). Adicionalmente, cabe destacar que, utilizando este tipo de herramientas, debido a la temperatura del proceso y a las condiciones extremas de corte, se requieren fluidos de corte, particularmente aceite de corte (González et al., 2018). Como última consideración, hay que tener en cuenta los esfuerzos de corte elevados y el posible daño térmico que se puede generar en la superficie mecanizada; estos aspectos se analizaron por Jing et al., en el que se llevaron a cabo unos ensayos con herramientas monocapa de CBN electrodepositadas en los que se midieron tanto temperaturas como esfuerzos de corte en el mecanizado de álabes de Ti-6Al-4V (Jiang et al., 2016).



Figura II-27 Tipos de herramientas de SAM distintas.

Dentro de las técnicas de rectificado, la que más se puede acercar a los valores del SAM es el *creep feed grinding* (CFG), que se caracteriza por grandes profundidades de corte axial ($a_p = 0,1 - 30 \text{ mm}$) y altas velocidades de corte ($V_c = 20-30 \text{ m/s}$). Comparando ambas técnicas, el SAM consigue la cantidad equivalente de material eliminado a mayor velocidad, con menores cargas en la pieza, y tolerancias dimensionales más precisas (Włodzimierz, Wilk, Jacek, 2007); estas ventajas hacen del SAM una alternativa adecuada y eficiente para fabricar IBRs de superaleaciones basadas en níquel (U.S. Patente nº US2011/0189924 A1, 2011).

El uso del SAM se recomienda para tres grandes grupos de aplicaciones: (1) para procesos de fabricación divididos en diferentes etapas de mecanizado, rectificado y tratamientos térmicos, por lo que, en estos casos, el SAM podría reducir todas las etapas en una sola. (2) El uso en componentes de otros procesos de *near net shape*. (3) Operaciones de acabado de ranuras y superficies planas. Dentro de estas aplicaciones encajan los componentes de las turbomaquinarias como los *blisk* e *impellers*, además de los engranajes por tener geometrías de ranuras repetitivas (Ryabchenko, 2014).

Además, el SAM se presentó en (Włodzimierz, Wilk, Jacek, 2007) como una solución para aumentar la eficiencia del mecanizado durante la producción de álabes y discos de turbina. También se probó con otras geometrías más complejas, como los álabes de los IBR o los

impellers. De hecho, Rolls Royce afirma que, con un rendimiento correcto, el proceso es capaz de arrancar material a una velocidad de 80 milímetros cúbicos por segundo y por milímetro de ancho de rueda. Es decir, ocho veces la tasa alcanzable utilizando la tecnología de muelas de CBN para el mecanizado superabrasivo de aleaciones de níquel en una rectificadora convencional (F. Klocke et al., 2015). Otro ejemplo es el caso de (Curtis et al., 2009), que emplearon esta técnica en el mecanizado de *fir-trees*, analizando la rugosidad la demasía de la pieza y, observaron unos esfuerzos de corte muy bajo (37 N) con una profundidad axial de corte media de 0,92 mm.

Al igual que el *flank milling* en el fresado, el denominado *flank SAM* también se trata de un proceso mucho más productivo y eficaz. Es por ello que Wu presentó en (C. Y. Wu, 2012) una solución para obtener la geometría de blisk no desarrollable de Pratt and Whitney mediante *flank SAM*. Como se mencionó anteriormente, las superficies no desarrollables no son adecuadas para las técnicas de flanco, por lo que este autor propuso una modificación de la superficie, preservando la aerodinámica y las propiedades estructurales, y complementar el proceso de fabricación con nuevas trayectorias de herramientas y herramientas de corte con forma (Figura II-28). En este trabajo los pasos que se siguieron fueron los siguientes: (1) rediseño de la superficie del álabe para mejorar el rendimiento; (2) adaptación de la superficie diseñada para hacer viable la técnica de *flank SAM*, iterando simulaciones mecánicas, aerodinámicas y estructurales; y, finalmente, (3) fabricación del álabe utilizando dos herramientas abrasivas electrodepositadas de CBN, una para la superficie de succión y otra para la de presión.

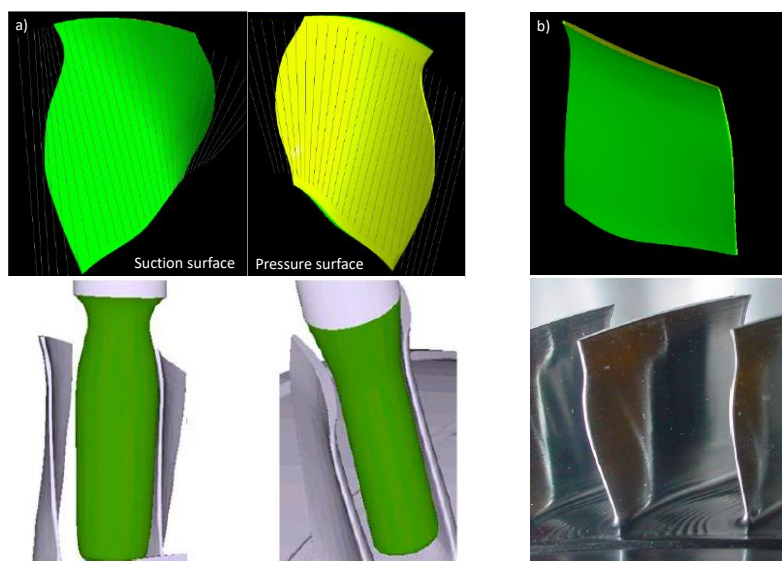
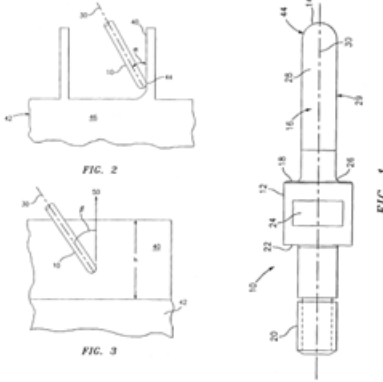
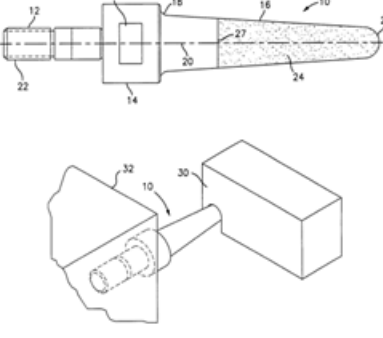
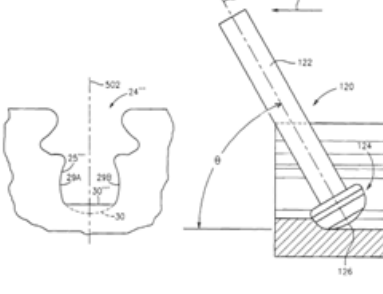
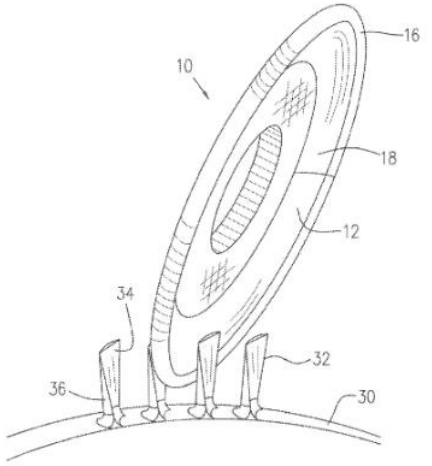
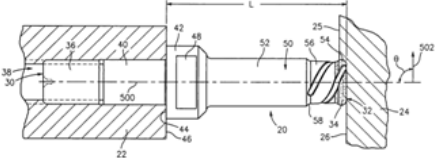
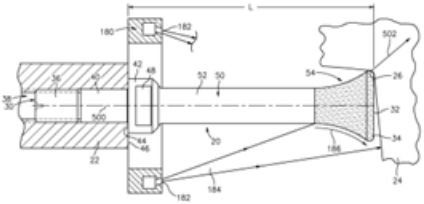


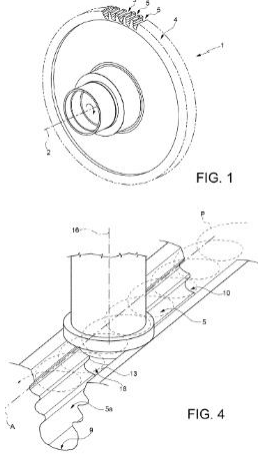
Figura II-28 Mecanizado mediante *flank SAM* de un IBR: (a) Trayectorias finales de la herramienta después de iteración y (b) Estimación del acabado superficial y componente final obtenido.

Por último, la Tabla II-3 muestra un resumen de las patentes más significativas relacionadas con las herramientas superabrasivas y sus principales aplicaciones, frecuentemente desarrolladas por los principales fabricantes de turbinas como Pratt and Whitney, General electric y United Technologies Corporation (UTC), entre otros.

Tabla II-3 Patentes relacionadas con el mecanizado superabrasivo.

Número de Patente y Título	Descripción	Figuras
<p>US 7144307 Point abrasive machining of nickel alloys. UTC. (United States Patente nº US 7144307 B2, 2006)</p>	<p>Esta patente desarrolla un proceso de fabricación superabrasivo similar a la estrategia de fresado por puntos para aleaciones con base de níquel. La herramienta utilizada consiste en una herramienta específica recubierta de material abrasivo.</p>	 <p>The figure block contains three technical drawings: FIG. 1 is a vertical view of a tool with a cutting edge and a handle; FIG. 2 is a cross-sectional view of a tool tip; FIG. 3 is another cross-sectional view of a tool tip. Various parts are labeled with numbers like 10, 12, 14, 16, 18, 20, 22, 24, 26, 28, 30, 32, 34, 36, 38, 40, 42, 44, 46, 48, 50, 52, 54, 56, 58, 60, 62, 64, 66, 68, 70, 72, 74, 76, 78, 80, 82, 84, 86, 88, 90, 92, 94, 96, 98, 100.</p>
<p>US 7101263 Flank superabrasive machining. UTC. (United States Patente nº US7101263B2, 2006)</p>	<p>Esta patente desarrolla una nueva herramienta cónica superabrasiva para utilizar el SAM de flanco en geometrías complejas como los álabes de las turbinas</p>	 <p>The figure block contains two technical drawings: the top one is a perspective view of a conical tool with a handle and a cutting edge, labeled with numbers like 10, 12, 14, 16, 18, 20, 22, 24, 26, 28, 30, 32, 34, 36, 38, 40, 42, 44, 46, 48, 50, 52, 54, 56, 58, 60, 62, 64, 66, 68, 70, 72, 74, 76, 78, 80, 82, 84, 86, 88, 90, 92, 94, 96, 98, 100; the bottom one is a perspective view of the tool being used to machine a curved surface, labeled with numbers like 10, 12, 14, 16, 18, 20, 22, 24, 26, 28, 30, 32, 34, 36, 38, 40, 42, 44, 46, 48, 50, 52, 54, 56, 58, 60, 62, 64, 66, 68, 70, 72, 74, 76, 78, 80, 82, 84, 86, 88, 90, 92, 94, 96, 98, 100.</p>
<p>US 7007382 Slot machining. UTC. (United States Patente nº US7007382B2, 2006)</p>	<p>Esta patente presenta una metodología para realizar ranuras iniciales en los <i>fir-trees</i> (1) Base de la ranura, (2) lado derecho y (3) lado izquierdo</p>	 <p>The figure block contains two technical drawings: the left one is a cross-sectional view of a slot in a fir-tree base, labeled with numbers like 10, 12, 14, 16, 18, 20, 22, 24, 26, 28, 30, 32, 34, 36, 38, 40, 42, 44, 46, 48, 50, 52, 54, 56, 58, 60, 62, 64, 66, 68, 70, 72, 74, 76, 78, 80, 82, 84, 86, 88, 90, 92, 94, 96, 98, 100; the right one is a perspective view of a tool cutting a slot into a workpiece, labeled with numbers like 10, 12, 14, 16, 18, 20, 22, 24, 26, 28, 30, 32, 34, 36, 38, 40, 42, 44, 46, 48, 50, 52, 54, 56, 58, 60, 62, 64, 66, 68, 70, 72, 74, 76, 78, 80, 82, 84, 86, 88, 90, 92, 94, 96, 98, 100.</p>

<p>US7303461B1 Method of machining airfoils by disc tools. Pratt and Whitney. (United States Patente nº US7303461B1, 2007)</p>	<p>Esta patente desarrolla una estrategia periférica de rectificado para eliminar el material de los discos de turbina mediante movimientos simultáneos en varios ejes.</p>	 <p>The diagram shows a perspective view of a turbine disc (10) with a central hub (12) and an outer rim (16). Several disc tools (32) are positioned around the periphery of the disc, each supported by a base (30) and a vertical post (34). The tools are arranged to simultaneously machine the outer surface of the disc.</p>
<p>US 7789732 Superabrasive tool. UTC. (United States Patente nº US7789732B2, 2010)</p>	<p>Herramienta de mecanizado abrasivo especial para el mecanizado por puntos en diferentes pasos. El cuerpo está compuesto por un recubrimiento abrasivo de la punta de la herramienta.</p>	 <p>The diagram shows a cross-section of a tool with a central shaft (20) and a cutting edge (24). The tool has a complex geometry with various features labeled, including a cutting edge (24), a cutting face (22), and a cutting edge (24). The tool is shown in a cross-sectional view with a central shaft (20) and a cutting edge (24). The tool has a complex geometry with various features labeled, including a cutting edge (24), a cutting face (22), and a cutting edge (24).</p>
<p>US 7896728 Machining methods using superabrasive tool. UTC. (United States Patente nº US7896728B2, 2011)</p>	<p>Herramienta para el mecanizado por abrasión con una protuberancia cóncava con adhesión de material abrasivo en el extremo de la punta y un tramo radial de al menos el 20% del radio de la protuberancia</p>	 <p>The diagram shows a cross-section of a tool with a central shaft (20) and a cutting edge (24). The tool has a complex geometry with various features labeled, including a cutting edge (24), a cutting face (22), and a cutting edge (24). The tool is shown in a cross-sectional view with a central shaft (20) and a cutting edge (24). The tool has a complex geometry with various features labeled, including a cutting edge (24), a cutting face (22), and a cutting edge (24).</p>

<p>EP 2705926 A1 Finishing process for making blade slots in a rotor disc. Fidia SpA & GE Avo SRL. (Italy Patente nº EP2705926A1, 2014)</p>	<p>Esta patente presentó un proceso de acabado para la fabricación de fir-trees utilizando una herramienta de rectificado a lo largo de trayectorias trocoidales.</p>	
---	---	--

II.3.7. Algoritmos para la optimización de los procesos de fabricación

La generación de trayectorias de herramientas simultáneas en 5 ejes para la fabricación de superficies de forma libre ha sido un campo de investigación creciente en las últimas décadas, abarcando múltiples áreas derivadas del gran número de factores que intervienen en los procesos de fabricación. En particular, se han desarrollado numerosos algoritmos con el fin de mejorar las estrategias de mecanizado y obtener un proceso más productivo. Todos ellos buscan cumplir alguna de las 3 premisas siguientes: (1) generación de trayectorias de mecanizado, (2) optimización de la geometría de la pieza/herramienta y (3) evitar colisiones en el proceso de mecanizado. Sin embargo, los tres aspectos están correlacionados entre sí, por lo que la solución global de programación de estrategias óptimas se divide a su vez en las siguientes etapas: (1) definición o selección de la herramienta, (2) definición del patrón y dirección de la trayectoria de la herramienta, (3) especificación de los puntos de contacto de la superficie y finalmente, (4) verificación local y global libre de colisiones para obtener la orientación del eje de la herramienta. Además, la solución debe cumplir con las tolerancias requeridas por el componente, siendo adaptable a diversas geometrías, al mismo tiempo que reduce el tiempo de mecanizado y también el coste computacional.

En el caso de mecanizado de los IBR, existe un problema común que se presenta durante el mecanizado de superficies alabeadas, el cual consiste en la aparición de marcas de mecanizado debido a los movimientos bruscos entre las posiciones libres de colisión. Con el fin de hacer frente a este problema, Chen et al. (Chen et al., 2009) propusieron una solución para suavizar las trayectorias de la fresa de bola en la etapa de acabado de las paredes de un álabe, modificando y adaptando las posiciones de rotación dentro de la zona libre de colisiones. En línea con esta solución, Tung y Tso (Tung & Tso, 2011) utilizaron superficies límite para evitar

cambios extremos de orientación de la herramienta entre dos puntos en la superficie de un álabe. Otro aspecto clave en el buen acabado de los componentes es tener una trayectoria suave con poco cambio de velocidad, aceleración y sobreaceleración, en este caso Bosetti y Bertolazzi (Bosetti & Bertolazzi, 2014) propusieron un control de trayectoria en el que limitando aspectos cinemáticos de la máquina, obtuvieron una trayectoria de mecanizado con menos cambio de aceleración y sobreaceleración, además de durar menos.

Los métodos tradicionales de generación de trayectorias de herramientas son el iso-paramétrico, el iso-planar y el iso-scallop (Figura II-29). El iso-paramétrico consiste en generar las trayectorias de las herramientas manteniendo constante un parámetro de la superficie paramétrica (Loney & Ozsoy, 1987). La iso-planar, en cambio, genera las trayectorias de las herramientas dividiendo las superficies en planos paralelos en el espacio cartesiano, limitándolas por la cresta de acabado requerido. Sin embargo, la restricción definida podría ofrecer una solución conservadora poco productiva y con una calidad superficial excesiva (Z. Han & Yang, 1999). Por último, el método iso-scallop se basa en mantener constante la altura de cresta a lo largo de toda la superficie, optimizando las etapas sucesivas a partir de un patrón inicial (Lin & Koren, 1996). Shokrollahi y Shojaei (Shokrollahi & Shojaei, 2014) realizaron una comparación experimental entre los tres diferentes métodos de mecanizado de una superficie esculpida, concretamente una superficie de doble curvatura, concluyendo que para este tipo de superficies el método óptimo es el iso-scallop en términos de tolerancias de acabado y equilibrado con el tiempo de mecanizado.

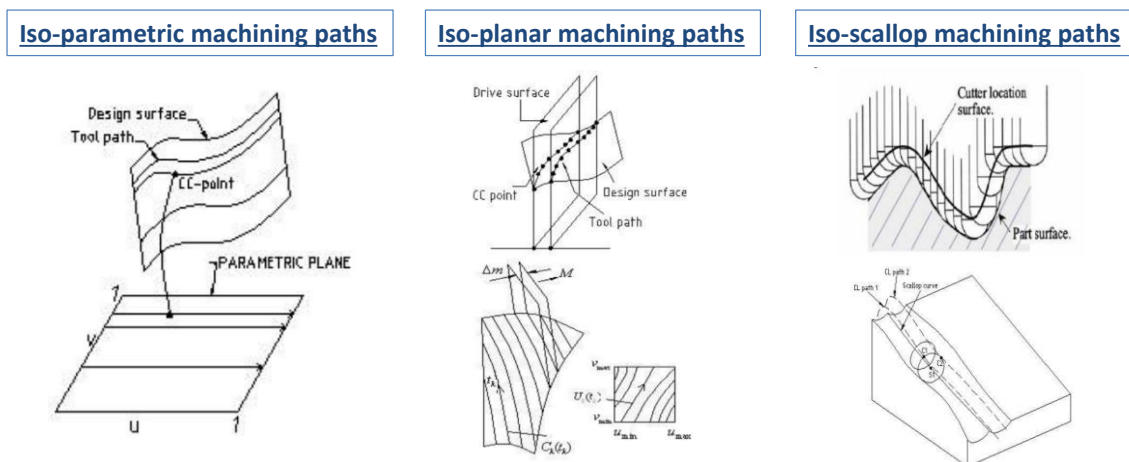


Figura II-29 Métodos tradicionales de generación de trayectorias: iso-paramétrico, iso-planar e iso-scallop (Shokrollahi & Shojaei, 2014).

Entre los desarrollos más importantes en su momento en el campo de la optimización de trayectorias, se descubrió el espacio C (*Configuration space methods*) presentado por Choi et al. (Choi et al., 1997) y Morishige et al. (Morishige et al., 1997). Este método analizaba la

posible configuración de un componente sólido/rígido con unos niveles de libertad determinados y representados como puntos en un espacio C. Estos puntos dependían de los niveles de libertad y de la posición de los obstáculos. Así, ofrece la posibilidad de saber qué combinaciones están libres de colisiones. Otra técnica para la definición de la orientación de la herramienta evitando colisiones locales se conoce como *Rolling Ball Method* (RBM) (Gray et al., 2004). Este método calcula diferentes herramientas ajustando el punto de contacto en las secciones de las curvas evitando colisiones locales. Estos dos métodos se pueden ver gráficamente en la Figura II-30.

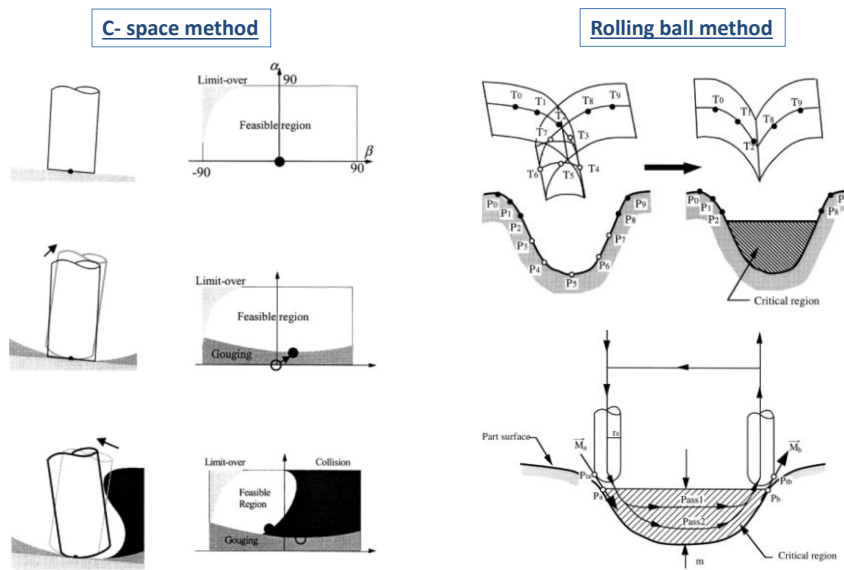


Figura II-30 (Izquierda) *C-space space method* y (Derecha) *Rolling ball method*.

Siguiendo el mismo objetivo y relacionado con las estrategias de desbaste para geometrías complejas no regladas, Fan et al. (Fan et al., 2013) desarrollaron una solución calculando una superficie no reglada alrededor de la superficie original no reglada, simplificando el cálculo y las trayectorias de las herramientas. Póka et al. (Póka et al., 2016) optimizaron las trayectorias de mecanizado, particularmente las entradas, salidas y zonas de contacto con las aristas para minimizar la generación de rebaba en el acabado de las caras. Por su parte, Herraz et al. (Herraz et al., 2021) idearon una metodología para la optimización del acabado de geometrías libres con la ayuda de un algoritmo de clasterizado, agrupando las zonas con características similares en grupos.

Como se ha mencionado anteriormente, las estrategias de flancos presentan la solución más productiva en términos de tiempos y costes de mecanizado; por ello, en los últimos años se han desarrollado numerosos estudios para reducir el error de posicionamiento de la herramienta respecto a la generatriz de las superficies no regladas. Los métodos de

reposicionamiento de herramientas se dividen principalmente en dos tipos diferentes, los analíticos y los numéricos; los primeros son más fáciles de implementar, pero los errores obtenidos son mayores que los numéricos (Senatore et al., 2012). Algunos de estos trabajos publicados se centraron en la obtención de una superficie a mecanizar utilizando estrategias de fresado de flancos que preservan las propiedades aerodinámicas y la integridad estructural cerca de la superficie original (Z. L. Li & Zhu, 2019; Yi et al., 2018). Mientras que otros desarrollaron técnicas de fresado de flancos en varias etapas o la personalización de la geometría de la herramienta según la superficie (Bo et al., 2016). Bo et al presentó un algoritmo que contemplaba todas etapas mediante envolventes a la superficie de geometría libre, calculando no sólo las trayectorias de mecanizado óptimas, sino que también la geometría de la herramienta que mejor se adapta a ella. Siguiendo esta línea, Bo y Barton (Bo & Bartoñ, 2019) presentaron un algoritmo para trayectorias de fresado en 5 ejes de herramientas estándar de catálogo.

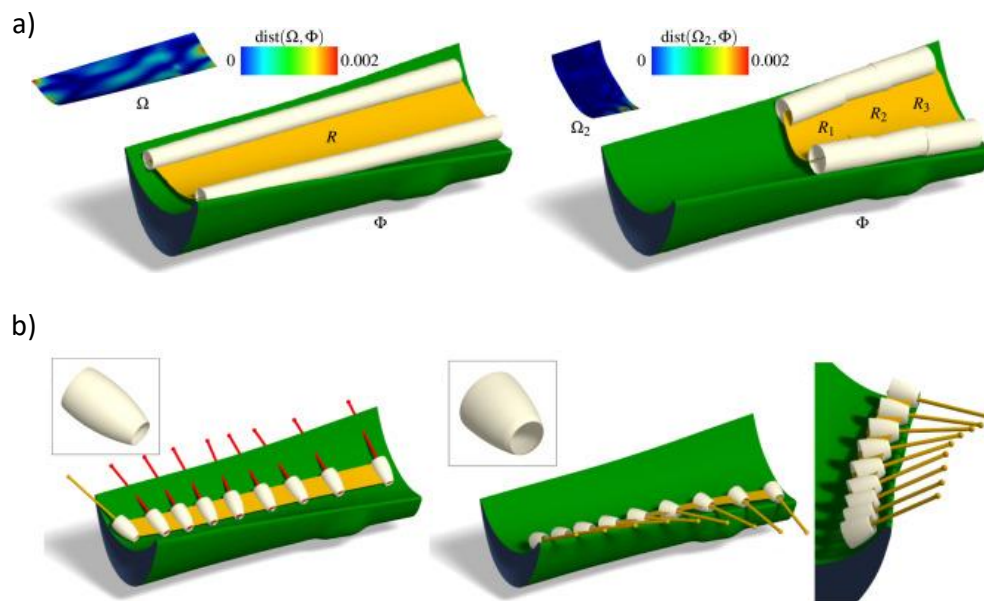


Figura II-31 Algoritmo de aproximación de superficies de forma libre de 5 ejes (Bo et al., 2016): a) Diferencias entre el número de parches y b) Diferentes posiciones y geometrías de la herramienta.

II.4. Desarrollo de modelos de fuerzas para mejora de los procesos de mecanizado

El uso de modelos para predecir el comportamiento de los procesos de mecanizado es una acción que se lleva realizando desde hace más de 75 años. Los pioneros en este campo fueron Ernst y Merchant cuando realizaron los primeros estudios de la mecánica de corte. Esta herramienta se emplea para estudiar la influencia de los parámetros de corte en el rendimiento del proceso. Ya que estos parámetros reproducen distintos aspectos que se dan durante el proceso, como la fricción existente entre la pieza y la herramienta, el mecanismo de deformación del material o la distribución del calor generado en la operación. En este apartado del Capítulo II se hace referencia a los modelos mecánicos cuyo estudio se centra en los dos primeros aspectos enunciados anteriormente, que como resultado generan unos esfuerzos de corte durante la operación de mecanizado.

Una de las principales razones por la que se emplean los modelos es evitar tener que hacer ensayos de prueba y error hasta dar con unas condiciones de corte óptimas para la operación. Suponiendo un gran ahorro tanto de dinero como de tiempo, así como una menor cantidad de piezas desechadas.

Al igual que sucedió con la programación de trayectorias mediante software, el auge de los modelos vino en la década de los 90 debido a las posibilidades que generó el uso de ordenadores como calculadoras.

El objetivo de estudio de los modelos es diverso, no obstante, la mayoría de ellos se centran en los siguientes aspectos de los procesos: (1) modelos topográficos de rugosidad, (2) modelos de predicción de esfuerzos de corte, (3) modelos de análisis de la evolución térmica del proceso, (4) modelos que estudian aspectos como el *chatter*... Los primeros modelos se emplearon para el diseño de las máquinas de la época, como el dimensionamiento de los rodamientos del husillo o la potencia del motor del mismo en base a la predicción de los esfuerzos de corte. Estos primeros modelos se basaron única y exclusivamente en datos experimentales, ya que no se podía realizar cálculos computacionales. Es por ello que durante esos años se publicaron tablas con coeficientes específicos: por ejemplo, Kienzle publicó una serie de coeficientes en función de diferentes herramientas, velocidades de corte y avances, que obtuvo de muchos ensayos realizados con herramientas con distintos ángulos de desprendimiento (Kienzle, 1957) o, el *National Center for Manufacturing Sciences* (NCMS) (IAMS, 1980) que publicó un manual con coeficientes para las aleaciones más comunes del momento. Sin embargo, este tipo de

modelos no pretende calcular con exactitud el valor de la característica calculada, sino que un valor aproximado que pueda dar una orientación de a qué valor máximo se puede llegar.

Como ya se ha mencionado, los primeros estudios de los modelos datan de los años 40 (Merchant, 1945), los cuales buscaban relacionar la geometría de las operaciones de mecanizado más sencillas con el comportamiento que tenía el material, obteniendo valores del ángulo de cizalladura, la tensión de cizalladura o el coeficiente de fricción. En primer lugar, se estudió el caso del corte ortogonal, el caso más sencillo, y después el caso del corte oblicuo (Armarego & Brown, 1969). No obstante, a día de hoy aún están estos modelos en debate, además de que sólo se pueden aplicar a geometrías sencillas, cosa que no cuadra con la evolución tanto de los procesos como de las herramientas.

Es por ello que hoy en día se ha generado un enfoque distinto en los modelos, pasando de modelos puramente empíricos a modelos semiempíricos, también conocidos como mecanísticos. La base de estos modelos son los coeficientes que se obtienen del binomio herramienta/material, los cuales se obtienen de unos ensayos sistemáticos. En este tipo de modelos, el filo de la herramienta se considera que está formado por una sucesión de elementos infinitesimales, a los que se le aplica el modelo pertinente y se integra para toda la profundidad de corte de la operación, obteniendo así la fuerza de corte resultante esperada (Abrari & Elbestawi, 1997a; Altintas, & Ber, 2001; Feng & Menq, 1994; Lazoglu & Liang, 2007; Lee & Altintaş, 1996).

Uno de los casos de estudio en los que más se aplica la predicción de los esfuerzos de corte son los álabes de turbina, en los que la calidad de los componentes tiene que ser excelente y en los que no se puede cometer ningún error de mecanizado debido al elevado precio que tienen.

II.4.1. Tipos de métodos para la estimación de esfuerzos de corte en el fresado

En el caso del estudio de los esfuerzos de corte, los modelos se pueden clasificar en seis grupos.

II.4.1.1. Métodos experimentales

Este tipo de modelos se caracteriza por emplear ensayos experimentales como base para la obtención una serie de coeficientes en base a los parámetros puestos en juego y, estimar de esta manera la potencia consumida y los esfuerzos de corte.

II.4.1.2. Métodos basados en la mecánica de corte

Este tipo de modelo relaciona la forma en la que relaciona la forma del material en la que es arrancado y la geometría del proceso. Mediante estos se consiguen una serie de parámetros, que son los siguientes: ángulo de cizalladura, la tensión de cizalladura o el coeficiente de fricción (Armarego & Brown, 1969; Merchant, 1945). Eso sí, estos modelos se han empleado para casos sencillos, como son el corte ortogonal y el oblicuo (Figura II-32). No siendo aceptadas para geometrías complejas por la comunidad científica.

Dentro de estos modelos también se encuentran las investigaciones relacionadas con la micromecánica del corte, ciencia que estudia la distribución de temperatura, tensión, deformación a lo largo del filo de corte de la herramienta y de la superficie mecanizada. Uno de los trabajos más destacados dentro de este campo es el de las líneas de deslizamiento (Oxley, 1989).

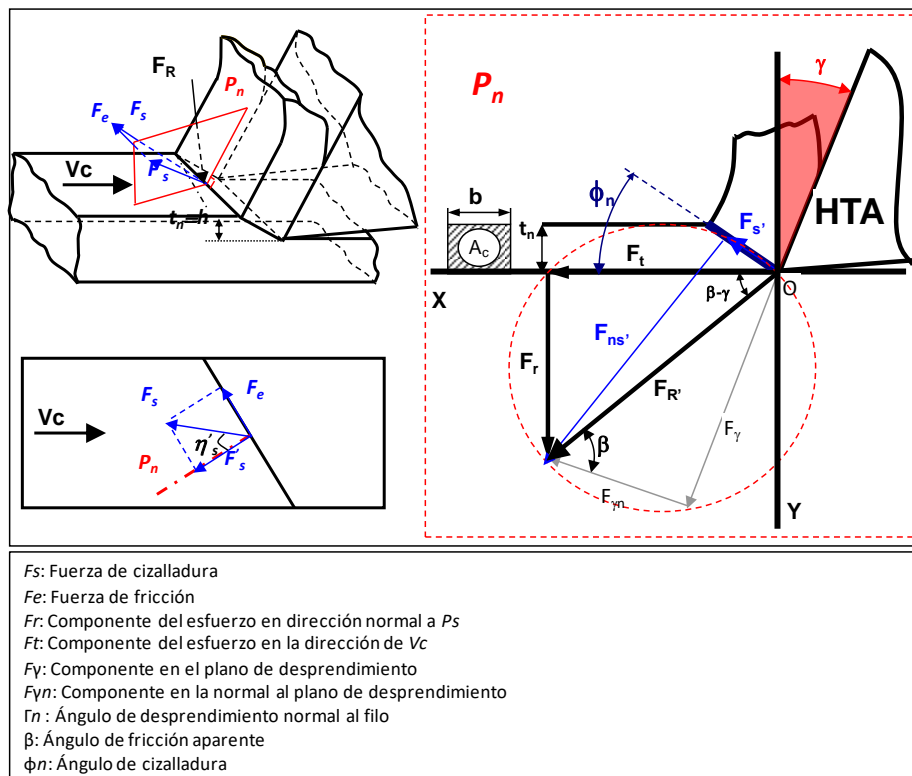


Figura II-32 Geometría del corte oblicuo y ortogonal. Parámetros fundamentales del corte ortogonal (Lamikiz, 2003).

II.4.1.3. Métodos numéricos

Emplean el método de elementos finitos para estudiar la mecánica del corte (Altintas, & Ber, 2001; Arrazola et al., 2002). De esta manera se estudian los campos de temperatura, tensión y deformación de la zona de corte. Uno de los mayores problemas de estos modelos son la incapacidad de caracterizar al completo el comportamiento del material a elevadas

velocidades de deformación y temperaturas; además del estudio entre la cara de desprendimiento y la viruta y, que los tiempos computacionales de cálculo son muy elevadas, siendo incluso de semanas.

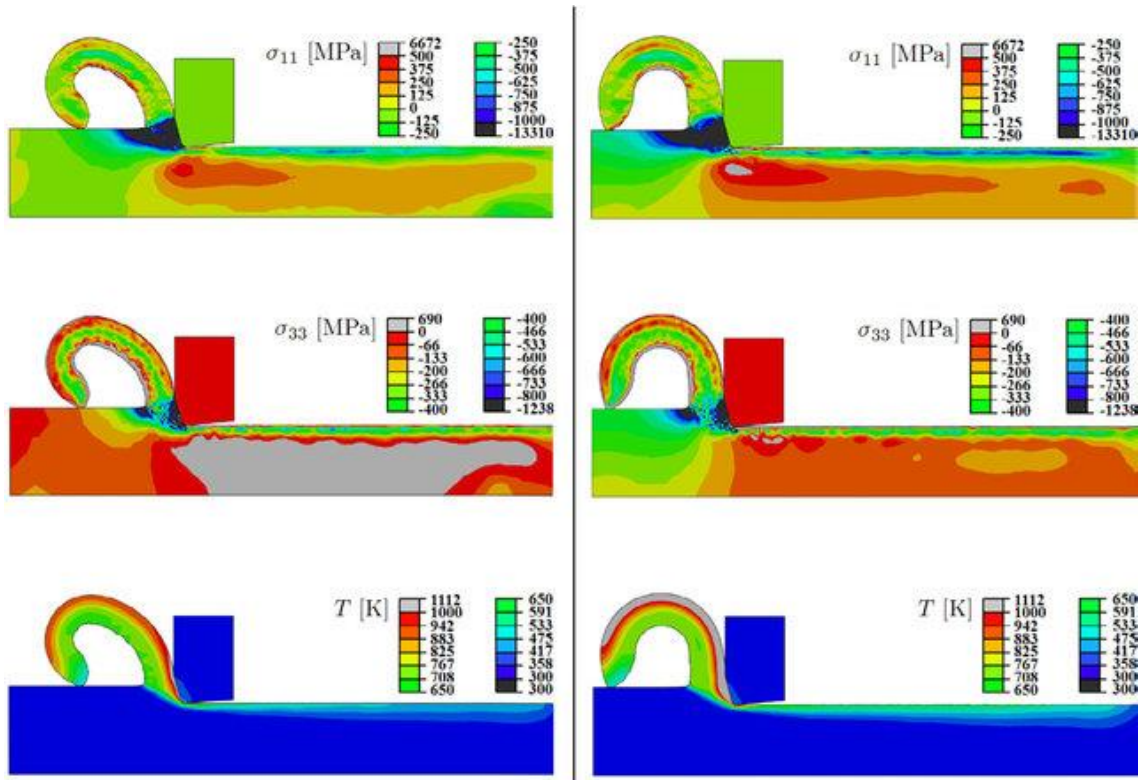


Figura II-33 Distribución de temperaturas y tensiones obtenidas por elementos finitos en una operación de torneado (Biermann et al., 2011).

II.4.1.4. Métodos empíricos

Se tratan de modelos que buscan establecer relaciones entre el material con las variables de corte empleadas, además de las fuerzas de corte y la potencia consumida. Para ello, lo que se hace es una serie de ensayos en las que se miden las fuerzas de corte y la potencia consumida. Como aproximación y punto de partida se toma que la fuerza de corte en dirección del avance (F_t) es directamente proporcional a la sección de viruta (A_c) (Ec II.1):

$$F_t = A_c \cdot P_s \quad \text{Ec. II.1}$$

En esta ecuación, el término P_s hace referencia al esfuerzo de corte específico, también conocida como energía específica de corte, cuyas unidades son N/mm^2 y define la fuerza necesaria que hay que aplicar para que el material cizalle. Dentro de esta energía están incluidas: (1) fuerza de fricción sobre la cara de desprendimientos de los filos, (2) la fuerza para la formación de la viruta y (3) la fuerza de inercia derivada del cambio de momento del material que cambia su dirección al pasar por el plano de cizalladura. La energía específica de

los materiales se considera constante a elevadas velocidades y espesores de corte. No obstante, para valores pequeños de esos factores, el crecimiento es exponencial, acentuándose el denominado efecto tamaño.

La fuerza específica se puede obtener mediante ensayos de corte ortogonal donde la energía u necesaria para arrancar material a una velocidad de corte (Ec. II.2) V_c es:

$$u = F_t \cdot V_c \quad \text{Ec. II.2}$$

Relacionando la Ec. II.2 con el caudal de viruta evacuada por unidad de tiempo, se obtiene la energía específica de corte:

$$F_t = \frac{u}{Q} = \frac{F_t \cdot V_c}{A_c \cdot V_c} \quad \text{Ec. II.3}$$

A pesar de haber más de una opción para realizar el cálculo de la energía específica de corte, los suministradores de herramientas de corte suelen proporcionar estos valores en base a la experiencia que tienen.

II.4.1.5. Métodos semiempíricos o mecanísticos

Se trata de un modelo hipotético de fuerzas caracterizado por los coeficientes y parámetros de corte, los cuales vienen caracterizados a su vez por el binomio herramienta-material haciendo una estimación de los esfuerzos de corte esperados (Altintas, & Ber, 2001). La parte empírica consiste en realizar una serie de ensayos en los que se miden los esfuerzos de corte, los cuales se usan para ajustar los valores de los coeficientes. Como ventaja de este tipo de método frente a otros es la rapidez con la que se pueden caracterizar los distintos binomios, además de poder emplear herramientas complejas. Este es el método que se ha desarrollado en este trabajo y que se expondrá en el capítulo siguiente.

II.4.1.6. Métodos basados en la mecánica de corte

Estos modelos tienen en cuenta las deformaciones estáticas tanto de la herramienta como de la pieza, además de las vibraciones del proceso, las cuales generan un espesor de corte variable en el tiempo. Influyendo directamente en los esfuerzos de corte. A diferencia del resto de modelos, éste tiene en cuenta la rigidez estática y los parámetros modales del sistema. Aun así, toman como hipótesis de partida de esfuerzos en el filo los valores obtenidos de métodos semiempíricos y/o empíricos.

El método más empleado es el denominado “Integración numérica de la ecuación del movimiento”, en el que se tiene en cuenta que los esfuerzos de corte dependen tanto del

espesor como de los desplazamientos. Como ventaja presenta la cantidad de información que se obtiene de él, como son los desplazamientos, rugosidades, fuerzas, estabilidad del proceso etc. No obstante, el mayor inconveniente del mismo es el alto coste computacional que supone, el cual es dependiente de la cantidad de parámetros que se quiera obtener.

**Capítulo III. Desarrollo de una metodología
integral para la fabricación de componentes de
geometría compleja**

Capítulo III. Desarrollo de una metodología integral para la fabricación de componentes de geometría compleja mediante acabado de doble flanco

En este Capítulo se plantea una metodología integral para su aplicación en el proceso de fabricación de piezas de geometría compleja con opción de ser acabadas por mecanizado de doble flanco. En primer lugar, se desarrolla un algoritmo matemático de cálculo de geometría de herramienta y de trayectorias de mecanizado de acabado de doble flanco. Asimismo, también se incorpora en el proceso la fabricación de la herramienta de forma. Junto con ello, también se incorpora una etapa de análisis dimensional con el fin de estimar la desviación dimensional. Finalmente, se incorpora un modelo de cálculo de esfuerzos de corte en operaciones de acabado de doble contacto.

III.1. Integración del proceso de fresado

El proceso de fabricación de la inmensa mayoría de componentes sigue la secuencia que se determina en Figura III-1, mediante la cual, y gracias a los años de experiencia, se ha conseguido que sea lo más fiable posible. En este trabajo, se ha centrado el tiro en componentes que posean la característica de ser mecanizados mediante una operación de acabado de doble flanco.

Como en todos los procesos de fabricación, el primer paso es la definición del componente que se quiere fabricar, para ello, se han de considerar todos los criterios necesarios para que dicha pieza cumpla con los requisitos pertinentes. Una vez finalizada la etapa de diseño, se obtiene un fichero CAD con la información geométrica de la pieza.

Una vez obtenido el fichero CAD, hay que realizar la programación CAM, esto es, generar las trayectorias de mecanizado en base al bruto de partida y la geometría final de la pieza. Durante esta etapa han de considerarse todos los parámetros que entran en juego en la etapa de mecanizado, tales como herramientas de corte, parámetros de dichas herramientas (profundidad axial, profundidad radial, velocidad de corte, avance etc.), estrategias de mecanizado, elementos de fijación etc. En el caso de las operaciones de mecanizado, se intenta que sean lo más optimizadas posibles, ya que esto implicaría menores tiempos de

mecanizado y ahorros en la producción, además de garantizar la integridad tanto de la pieza como de la herramienta de corte.

La siguiente etapa, como ya se ha mencionado, es la etapa de mecanizado donde se fabrica la pieza en sí, haciendo uso de todo lo definido en las anteriores etapas.

Por último, una vez fabricada la pieza, esta se mide para comprobar si cumple con los requisitos previos establecidos. En caso de que los cumpla, la pieza podría emplearse en su aplicación final. En caso contrario, en base al defecto encontrado podría plantearse la opción de recuperar la pieza, si es que tuviera defectos positivos en la desviación dimensional. En el caso en el que no haya opción de recuperar el componente, habría que desecharlo y comenzar de nuevo. Esto último no es aceptable en una cadena de producción de componentes de alto valor añadido, ya que supondría pérdidas de dinero cuantiosas además de tiempo perdido.

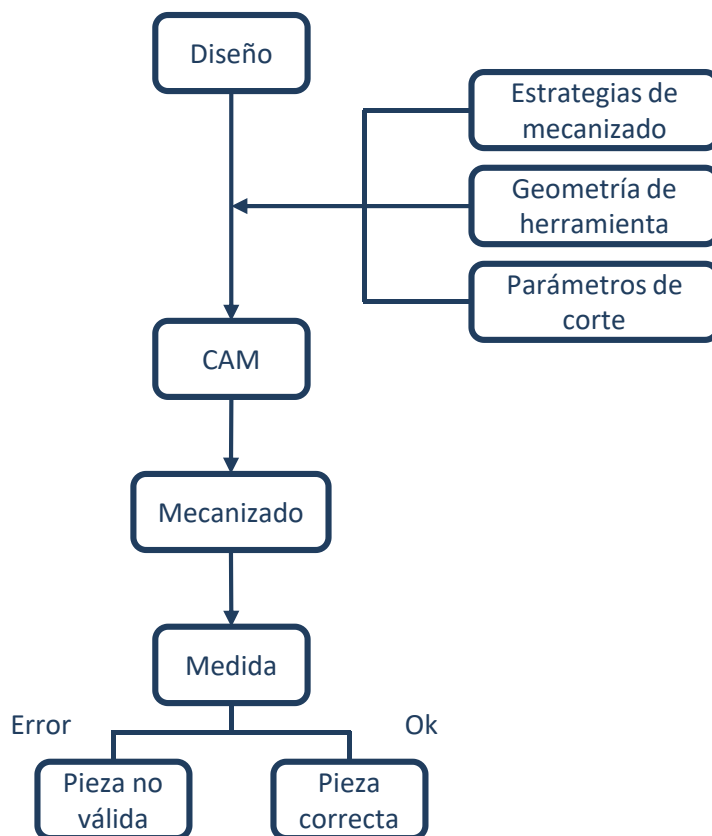


Figura III-1 Diagrama de la metodología de fabricación de componentes de geometría compleja con posibilidad de mecanizado de doble flanco.

III.1.1 Presentación de los demostradores para la validación de la metodología

Con el fin de validar la metodología planteada en este trabajo, se han seleccionado una serie de geometrías dentro del campo de las geometrías alabeadas y del campo de los engranajes, ya que muchas de estas geometrías cumplen con la premisa de poder realizarse sobre ellas una operación de acabado de doble flanco. En este caso, se han seleccionado las geometrías de los demostradores que se muestran a continuación: Demostrador I, componente alabeado de un *blisk*, concretamente, uno de los álabes que conforman el disco (Figura III-2); Demostrador II, engranaje espirocónico (Tabla III-1); Demostradores III, compresores de tornillo sin fin simétricos (Tabla III-2) siendo el demostrador III.1 el relativo al compresor macho y el demostrador III.2 el compresor hembra, y; Demostradores IV, compresores de tornillos sin fin no simétricos (Tabla III-3), al igual que en el anterior, el demostrador IV.1 será el compresor macho y el IV.2 el compresor hembra. Cabe destacar que el procedimiento será el mismo en todos ellos en relación a la aplicación de la metodología anteriormente descrita, la cual se explicará en mayor profundidad en los siguientes apartados. Salvo en el caso del Demostrador I, el cual servirá para realizar la validación del modelo de cálculo de herramientas de forma y trayectorias de mecanizado de forma teórica.

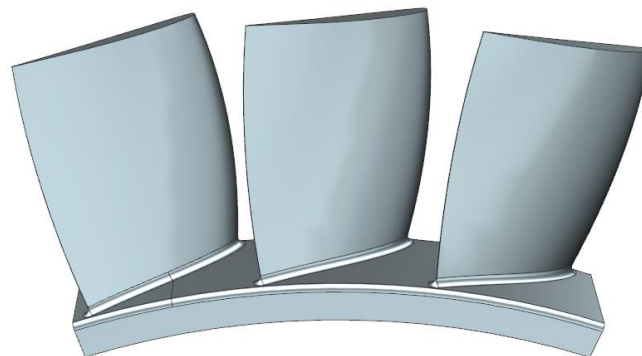


Figura III-2: Demostrador I: Componente alabeado del blisk.

Tabla III-1 Demostrador II: Engranaje espirocónico.

Parámetros	Valores	
Número de dientes	25	
Diámetro Externo	207,6 mm	
Ángulo de paso	20,5204°	
Sentido de giro	Izquierdas	
Ángulo de espiral	35°	
Ángulo de presión	20°	
Ángulo de cara	59,5°	

Tabla III-2 Demostradores III: Compresores de tornillo sin fin simétrico.

Parámetros	Valores
Número de lóbulos del macho	4
Número de lóbulos de la hembra	5
Distancia entre ejes	58,5500 mm
Φ_{ext} del macho	68,8400 mm
Φ_{ext} de la hembra	81,7511 mm
Φ_{int} del macho	39,4675 mm
Φ_{int} de la hembra	37,0132 mm
Ángulo de hélice	52,94°
Longitud	130 mm

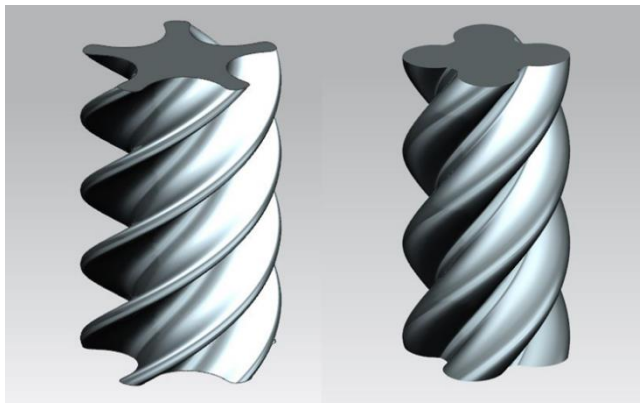
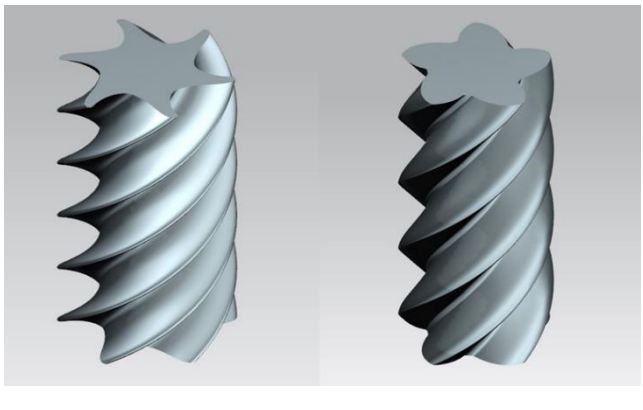


Tabla III-3 Demostradores IV: Compresores de tornillo sin fin no simétrico.

Parámetros	Valores
Número de lóbulos del macho	5
Número de lóbulos de la hembra	6
Distancia entre ejes	78,2369 mm
Φ_{ext} del macho	63,4288 mm
Φ_{ext} de la hembra	76,1772 mm
Φ_{int} del macho	40,0402 mm
Φ_{int} de la hembra	40,2328 mm
Ángulo de hélice	50,66°
Longitud	130 mm



III.2. Integración del algoritmo matemático en el proceso de fabricación de mecanizado de doble flanco

La integración de un modelo matemático de mecanizado de doble flanco mediante herramientas de geometría personalizada permite realizar estrategias de fresado de flanco en ambas caras de una misma geometría de forma simultánea, de tal forma que se reducen los tiempos de mecanizado. Además, mediante este algoritmo no sólo se calculan las trayectorias de mecanizado óptimas, sino que también se calcula la geometría de la herramienta que mejor se adapta a dicha cavidad. Por esta razón, se integra un algoritmo matemático dentro del esquema completo de mecanizado planteado en el apartado anterior, obteniendo el nuevo esquema que se muestra en la Figura III-3.

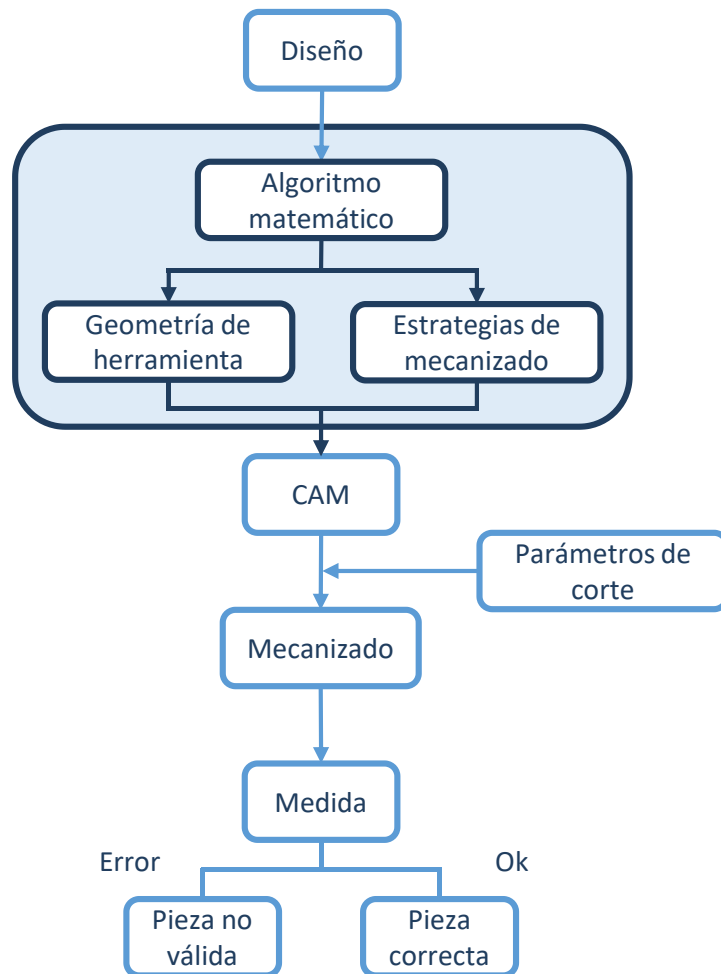


Figura III-3 Integración del algoritmo matemático en el proceso de fabricación de componentes de geometría compleja con posibilidad de mecanizado de doble flanco.

Una herramienta que se adapte a una cavidad específica permite un corte más estable, ya que se asegura eliminar la misma cantidad de material en ambos lados del corte. Estos nuevos datos, la geometría de la herramienta y las trayectorias de acabado, pasan de ser datos de entrada a ser valores que se calculan en función de la geometría de entrada del CAD de la pieza.

III.2.1 Motivación del uso del algoritmo matemático en el proceso de fabricación de componentes de geometría compleja mediante SAM

Las superficies de forma libre se diseñan mediante el uso de curvas no B-spline (NURBS), siendo esta una herramienta muy popular en el modelado geométrico debido al fácil control de las curvas y la definición de las propias superficies; permitiendo a los diseñadores tener una herramienta directa a la forma prevista. En esta línea, las superficies diseñadas pueden cumplir con los requisitos de funcionamiento (es decir, los requisitos de la dinámica de fluidos y las

restricciones físicas específicas como la fuerza o la presión); por lo tanto, se encuentran comúnmente en muchos componentes industriales, principalmente en el sector aeroespacial, automoción, de moldes y matrices, biomedicina y relativo a energías renovables. Sin embargo, las geometrías complejas compuestas por superficies libres presentan diferentes retos que hay que abordar a la hora de fabricarlas, como problemas de accesibilidad de la herramienta, elevados tiempos y costes o problemas de sujeción de la propia pieza.

Teniendo en cuenta el tipo de estrategias de mecanizado empleadas hasta ahora en las operaciones de acabado de superficies libres, la estrategia preponderante ha sido el denominado *point milling*. Como ya se ha descrito antes, consiste en una operación que copia la superficie mediante una herramienta de bola, donde la tolerancia dimensional se define mediante la altura de cresta, esto es, la altura de los picos derivados entre dos pasadas sucesivas. Estas operaciones implican elevados tiempos de mecanizado, además de un desgaste muy focalizado en una zona de la propia herramienta, ya que el corte se realiza con la misma zona todo el tiempo. Con el objetivo de mejorar la productividad y eficiencia del proceso, existe una tendencia de desarrollo de algoritmos para ofrecer una nueva solución de cambio del fresado por copiado de bola por el fresado de flanco para la fabricación de geometrías complejas, reduciendo de esta manera el tiempo de fabricación, el coste y obteniendo una geometría más regular, evitando los picos y valles de las pasadas sucesivas de la herramienta de bola.

Asimismo, en relación con los procesos de fabricación de componentes de geometría compleja como los IBRs o engranajes, existe un campo de investigación relacionado con nuevas técnicas de fabricación u operaciones complementarias a los procesos principales. En esta línea, este capítulo presenta un proceso abrasivo conocido como *Super Abrasive Machining (SAM)* como posible alternativa al proceso de fresado convencional. Además, este proceso ofrece la posibilidad de reducir las etapas de fabricación de componentes de alto valor añadido, evitando tener que realizar operaciones abrasivas después de las operaciones de fresado (comúnmente realizada mediante el conocido como *Abrasive Flow Machining* para conseguir las tolerancias finales deseadas en el caso de los IBRs).

La Figura III-4 muestra los diferentes pasos dentro de la cadena de fabricación de un componente y la potencial aplicación de los desarrollos presentados en este capítulo. Por un lado, se presenta el SAM como una herramienta de acabado. Mientras que por otro lado se presenta una validación del algoritmo para las estrategias de mecanizado de flanco en la etapa de acabado de la geometría compleja, ya que las tolerancias dimensionales y las propiedades

del material son las que más dependen de estas etapas, además de presentar los mayores tiempos de fabricación.

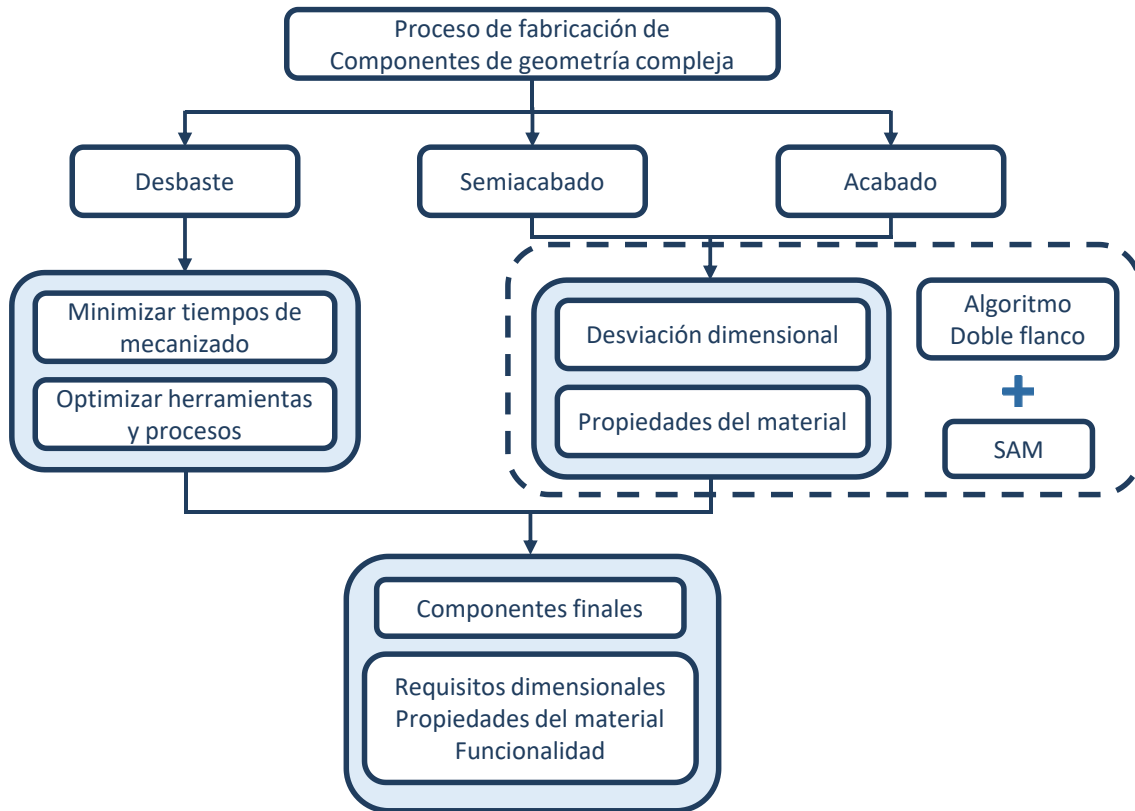


Figura III-4: Proceso de fabricación de componentes de geometría compleja y aplicación de los desarrollos presentados.

III.2.2 Algoritmo de aproximación de superficies libres para la optimización de operaciones de acabado de doble flanco

III.2.2.1. Introducción al algoritmo

El uso de algoritmos se presenta como una oportunidad real para mejorar los procesos de fabricación en términos de productividad y eficacia. En este apartado se presenta un algoritmo de aproximación de superficies con el objetivo de usar la técnica de fresado de doble flanco simultánea en lugar del acabado por copiado de bola convencional, cumpliendo con los requisitos de acabado de la superficie.

El primer paso para la definición del algoritmo consiste en analizar la superficie que se quiere analizar. En el caso de los engranajes, a pesar de estar compuestos por superficies complejas no desarrollables, sí es posible realizar un mecanizado de doble flanco debido a las características de las mismas. Una vez reconocida la superficie, se calcula una superficie auxiliar desarrollable muy aproximada a la superficie, de forma que se cumplan los requisitos

de tolerancias dimensionales utilizando la longitud efectiva de corte total de la herramienta, minimizando el número de pasadas requeridas por el proceso. Al mismo tiempo, se calcula también la geometría de la herramienta que mejor se adapta a dichas superficies. Finalmente se calculan las trayectorias de mecanizado. Estos algoritmos de aproximación superficial están orientados a los procesos de semiacabado y acabado porque son los que determinan la precisión de la dimensión geométrica final deseada, así como el acabado superficial. Por lo tanto, estas operaciones son muy exigentes para conseguir los estrictos requisitos finales de estos componentes.

La mayoría de los algoritmos se centran en optimizar las trayectorias de corte para una herramienta comercial concreta, generalmente de geometría tórica o cilíndrica, para que presente un orden superior del área en contacto. En este trabajo, aparte de optimizar las trayectorias de corte, también se calcula la geometría de la herramienta que mejor se adapta a la geometría para poder hacer un mecanizado de doble flanco. Por lo tanto, el proceso de cálculo es un proceso iterativo, en el que las superficies regladas calculadas por un movimiento de revolución, quedan definidas por el contacto tangencial con su generatriz en cualquier instante de tiempo. Por ello, la superficie de revolución de la herramienta se desliza tangencialmente en el tiempo, siendo las herramientas más adecuadas para las operaciones de fresado de flancos.

La Figura III-5 presenta de manera gráfica la superficie auxiliar y el cálculo de las posiciones sucesivas de la herramienta a lo largo de la superficie a mecanizar (Bo et al., 2016).



Figura III-5 Ejemplo gráfico del cálculo de la superficie auxiliar (Bo et al., 2016).

En el siguiente apartado se presenta una variante de este algoritmo y la validación para una geometría de herramienta desconocida con el objetivo de adaptar dicha superficie no desarrollable a una superficie mecanizable mediante doble contacto dentro de unas tolerancias específicas (Bo et al., 2020).

III.2.2.2 Consideraciones matemáticas previas

Optimizar simultáneamente la trayectoria de la herramienta y su tamaño y/o forma es un área de investigación muy activa. Hasta la fecha las investigaciones previas requerían de una trayectoria inicial de fresado como parte de los datos de entrada. Sin embargo, el algoritmo que se presenta en este trabajo se centra en la inicialización automática de la trayectoria. Para una forma específica de la herramienta de fresado (cónica o curva), se puede conseguir una inicialización automática del movimiento de la herramienta integrando el campo vectorial multivalente admisible que corresponde a las direcciones en las que la distancia punto-superficie cambia según la forma prescrita de la herramienta de fresado (prescrita por una curva meridiana). Como en este trabajo la trayectoria de la herramienta está muy condicionada por la geometría de referencia, se busca una trayectoria inicial que se aproxime mucho al autobisector de la superficie. Para ello, la aproximación más conveniente es considerar una superficie general de revolución como una familia de esferas de un parámetro, como se puede ver en la Figura III-6.

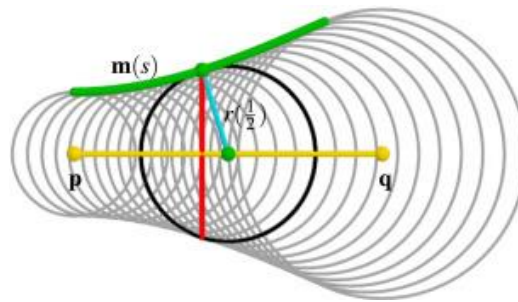


Figura III-6 Representación gráfica de la familia de esferas aproximadas por el meridiano general.

Antes de adentrarse de lleno en la matemática del modelo, es recomendable explicar una serie de aspectos relativos a la cinemática del movimiento y la geometría diferencial entre cuerpos rígidos y las superficies envolventes de revolución, que forman las superficies regladas aproximadas a la superficie primigenia.

III.2.2.2.1. Superficies de revolución

Siendo $l := pq$ una línea 3D finita y siendo m una curva plana que se encuentra en un plano que contiene a l . La rotación de m alrededor de l da una superficie de revolución ψ . La línea l se conoce como el eje de ψ y m como su semimeridiano. Un punto de vista alternativo es considerar una familia de esferas de un parámetro centradas a lo largo de l . Entonces ψ es la envolvente de la familia de esferas y, si el radio de la esfera $r(s)$ se comporta bien en el espacio, cada esfera toca la envolvente ψ a lo largo de un círculo que está en un plano perpendicular a l .

Desde el punto de vista práctico, hay que excluir los casos patológicos, por ejemplo, cuando la familia de esferas de un parámetro está contenida localmente por otra esfera. Por buen comportamiento entendemos que el radio r de la esfera no se expande/contrae demasiado rápido cuando se considera en función de la longitud de arco s del eje, es decir, $|r'(s)| < 1$.

III.2.2.2.2. Cinemática de un sólido rígido

Para controlar el movimiento de la herramienta Ψ , es suficiente con controlar el movimiento de su eje rígido pq . Considerando pq como una función del tiempo y señalando $p(t)$ y $q(t)$ como las trayectorias de los extremos, $t \in [0,1]$. Dado que l permanece rígido durante el movimiento, la restricción que preserva la distancia de la longitud $L = \|p(t) - q(t)\|$ leyéndose:

$$\|p - q\|^2 = \langle p - q, p - q \rangle = \text{constante} \quad (1)$$

donde $\langle \cdot, \cdot \rangle$ es el producto escalar. Diferenciando con respecto a t y denotando los vectores de velocidad por $v_p = \dot{p}(t)$, $v_q = \dot{q}(t)$, la restricción de primer orden que preserva la longitud l se convierte en:

$$\langle v_p, p - q \rangle - \langle v_q, p - q \rangle \quad (2)$$

que se conoce como regla de proyección o “*projection rule*”, véase la Figura III-7

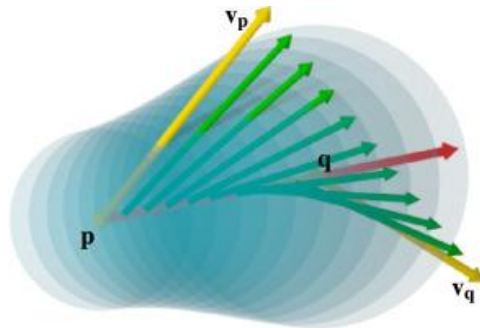


Figura III-7 Representación gráfica de la familias de esferas junto con sus vectores de velocidad.

El movimiento instantáneo de l puede ser convenientemente controlado por un par de vectores v_p, v_q que satisfacen la Ec. (2). El campo vectorial que actúa sobre los puntos de l es lineal en v_p y v_q lo que se deduce del hecho de que el movimiento instantáneo puede expresarse como:

$$v_z = \bar{c} + c + z \quad (3)$$

donde z es un punto en 3D, v_z es su vector de velocidad y, $\bar{c}, c \in R^3$ son vectores constantes que definen el movimiento instantáneo.

III.2.2.2.3. Envoltentes de superficies de revolución

Si se considera ahora un movimiento de Ψ en el espacio 3D, es decir, Ψ es una función del tiempo t , y suponiendo que $t \in [0,1]$. El movimiento de Ψ está gobernado por el eje l y su trayectoria genera una superficie reglada R , véase la Figura III-8. Una superficie que toca la familia de un parámetro de Ψ se conoce como la envolvente, Ω , que normalmente consta de dos partes, una superior y otra inferior. Dada una superficie de forma libre Φ , nuestro objetivo es aproximarla por la envolvente dentro de las tolerancias de mecanizado finas.

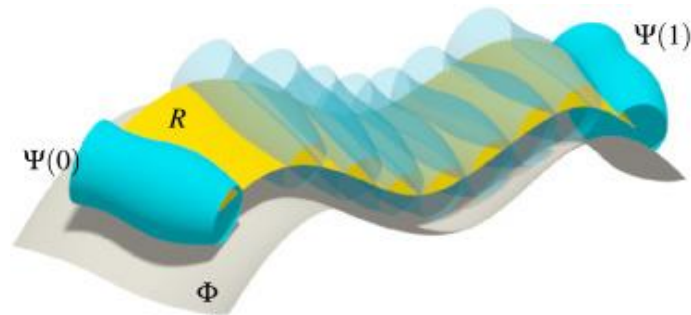


Figura III-8 Representación gráfica del movimiento de una herramienta sobre la superficie envolvente reglada generada.

Para calcular los puntos de la envolvente, se puede considerar el movimiento de Ψ como una familia de esferas de dos parámetros, un parámetro controla la posición de la esfera en la dirección axial (s), y el segundo parámetro corresponde al tiempo (t). Siendo $z = R(t,s)$ un punto de la superficie reglada y $S(s,t)$ la esfera correspondiente.

Siendo C_Ψ un círculo de contacto entre la esfera $S(s,t)$ y $\Psi(t)$ y siendo C_z un gran círculo centrado en la perpendicular al vector velocidad v_z , véase la Figura III-9. Entonces los puntos que cumplen con estas características son los puntos de intersección de C_Ψ y C_z .

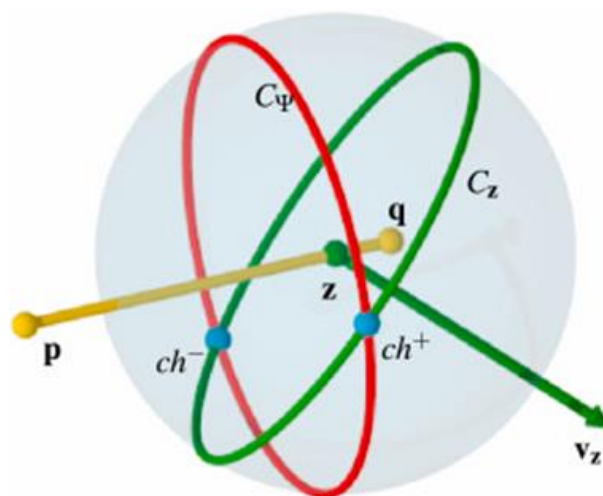


Figura III-9 Representación gráfica del cálculo de los puntos intersección entre la envolventes y las esferas

III.2.2.2.4. Contacto tangencial entre dos superficies

Siendo Φ la superficie de entrada (diseño del componente) y Ψ la superficie de revolución (incógnita). Para la realización de un mecanizado de flanco, Ψ y Φ necesitan tener un contacto tangencial a lo largo de todo el movimiento de la herramienta. Siendo p_i un punto de muestra del eje Ψ' y siendo p_i^\perp su punto más cercano en Φ , véase la Figura III-10. Representando Ψ como una familia de esferas de un parámetro, este contacto tangencial significa que cada esfera toca a Φ , es decir, la normal de la superficie de Φ en p_i^\perp coincide con $p_i p_i^\perp$. Dado el eje l , el lugar de los puntos de apoyo define una característica (γ , en consecuencia, una familia de esferas de un parámetro). Sin embargo, no es necesario que dicha disposición sea tangencialmente móvil a lo largo de Φ . El requisito de movilidad tangencial puede formularse como:

$$F(x) = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left\langle v_i, \frac{p_i - p_i^\perp}{\|p_i - p_i^\perp\|} \right\rangle^2 = xAx^T \rightarrow \min \quad (4)$$

cumpléndose la siguiente condición:

$$v_m v_m^T = 1 \quad (5)$$

donde x es el movimiento instantáneo desconocido de l , n es el número de puntos de muestra p_i en l , p_i^\perp son sus proyecciones ortogonales sobre Φ , v_i son los vectores de velocidad asociados a p_i y v_m es la velocidad en el punto medio m de l , véase la Figura III-10

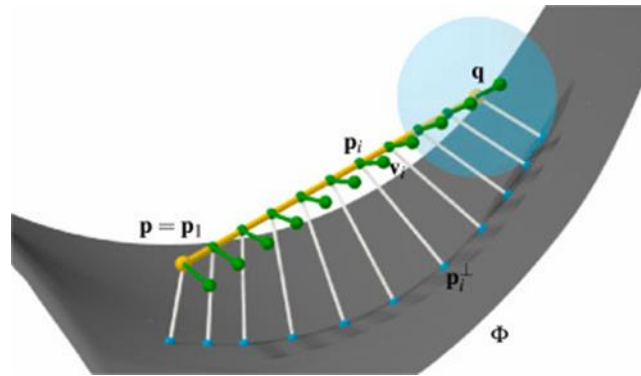


Figura III-10 Representación gráfica del movimiento tangencial de una esfera sobre una curva reglada.

III.2.2.3. Algoritmo matemático para el cálculo de herramienta y trayectorias de mecanizado en operaciones de doble contacto

El objetivo principal del algoritmo es aproximar superficies de forma libre Φ que son las variables de entrada mediante el movimiento de la herramienta Ψ que geoméricamente mejor se adapte a dicha superficie. En particular, este algoritmo está enfocado en componentes con geometrías en las que se pueda mecanizar simultáneamente 2 superficies, como es el caso de las cavidades interdentes de los engranajes. Como ejemplo práctico de cálculo se ha tomado el caso del Demostrador II. De esta forma se quiere definir una herramienta que sirva para las operaciones de acabado, eliminando el material en ambos lados de la cavidad de manera simultánea, denominando a esta operación como mecanizado de doble flanco. A continuación, se explicará cómo es el procedimiento del algoritmo para el cálculo de la herramienta y sus trayectorias.

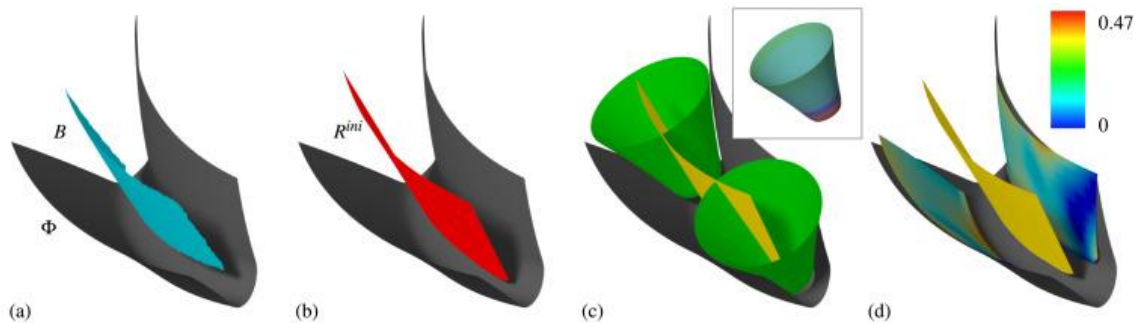


Figura III-11 Representación gráfica de los pasos del algoritmo.

III.2.2.3.1. Cálculo del autobisector

Para inicializar el movimiento de la herramienta, que a diferencia de otros trabajos no es un dato de partida, se emplea como aproximación inicial el autobisector de la superficie Φ . Como la herramienta puede ser conceptualizada como una familia de esferas de un parámetro que idealmente deberían tocar a Φ en dos lados, el auto-bisector B es el lugar donde se encuentran los centros de las esferas.

Primero se procesa la geometría, dividiendo el valle (variable de entrada) Φ en dos tramos, lado izquierdo y lado derecho Φ_1 y Φ_2 . Para calcular B , utilizamos una variante del algoritmo de "marching cubes", definiendo una función trivariante, como

$$F(z) = \text{dist}(z, \Phi_1) - \text{dist}(z, \Phi_2) \quad (6)$$

donde $z \in R^3$ es el centro de la esfera deseado y la función dist es la distancia mínima de un punto a la superficie. Buscando la iso-superficie ($F(z) = 0$) se define la bisectriz de la geometría de entrada.

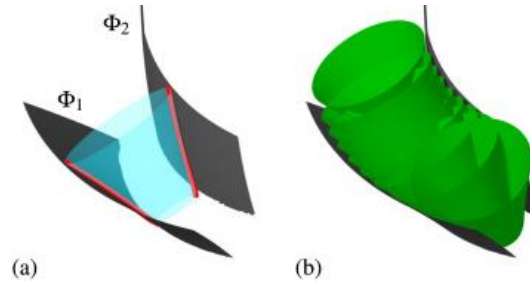


Figura III-12 Representación gráfica de los puntos de contacto del mecanizado de doble flanco.

III.2.2.3.2. Superficie reglada inicial

Sin embargo, para un valle general, la bisectriz B del mismo no es una superficie reglada. Por lo que para inicializar el movimiento del eje de la herramienta se necesita encontrar una buena aproximación de B mediante una superficie reglada R^{ini} .

$$R(t, s) = (1 - s)p(t) + sq(t), \quad [t, s] \in [0, 1] \times [0, 1] \quad (7)$$

donde $p(t)$ y $q(t)$ son las dos curvas 3D límite. En este caso, la superficie reglada se realiza como una serie de parches de tipo B-spline de doble grado (1,3), que es lineal en la dirección s y cúbica en la dirección t , véase la Figura III-13. Para calcular la aproximación inicial de B , se sigue el enfoque de utilizar reglas discretas como muestras uniformes en la dirección t . Obteniendo una superficie reglada (finita) correspondiente al movimiento del eje de la herramienta y, por lo tanto, conservándose la distancia euclídea de la regla finita, es decir, $\|p(t)q(t)\| = L, \forall t \in [0, 1]$

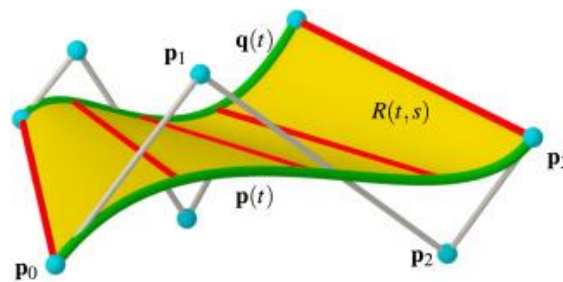


Figura III-13 Representación gráfica de la superficie reglada generada.

III.2.2.3.3. Optimización de la geometría y trayectoria de herramienta

Una vez calculada la superficie reglada inicial R^{ini} , tenemos para cada valor de $s, s \in [0, 1]$ un conjunto de valores escalares que corresponden a la distancia $dist(R(t, s), \Phi)$ y promediando esos valores para varios valores de t se obtiene la función radial inicial $d^*(s)$. La envolvente de esta familia de esferas de un parámetro define la geometría de la herramienta inicial Ψ^{ini} .

Mediante el enfoque discreto realizado, para cada valor del parámetro s (valor de j fijo), se obtiene un conjunto de valores discretos d_{ij} , que son las distancias de cómo varía Φ a medida

que el punto fijo del eje se mueve a lo largo del tiempo. Con el fin de obtener una trayectoria libre de penetraciones Ψ , se define:

$$\underline{d}_j = \min_{i=1,\dots,m} d_{ij} \quad (8)$$

siendo \underline{d}_j los radios libres de penetración entre la herramienta y la envolvente. Concretamente, estos radios son los límites inferiores de las distancias punto a superficie de cada j , esto es, son las distancias de la función radial que corresponden a la geometría de la herramienta libre de penetraciones. Además, se puede definir el error que se comete en la aproximación libre de penetraciones como:

$$\varepsilon_j = d_j^* - \underline{d}_j \quad (9)$$

donde d_j^* son las muestras de la función radial inicial d^* . Se define un vector \mathbf{d} de distancias desconocidas $\mathbf{d} := (d_1, \dots, d_n)$ y se optimizan ambas variables, la superficie reglada R y \mathbf{d} .

Cabe destacar que el objetivo del algoritmo es conseguir un mecanizado lo más parecido posible a la geometría de la pieza final, por lo que se intentará evitar el denominado “undercut”, consiguiendo una trayectoria de mecanizado libre de penetraciones. Por ello, el problema a resolver se trata de un problema de minimización, en el que se quiere que la herramienta esté lo más cerca posible de la superficie de la envolvente, el cual se expresa como:

$$F_{prox}(\mathbf{p}, \mathbf{q}, \mathbf{d}) = \frac{1}{mn} \sum_{j=1}^n \sum_{i=1}^m (dist(r_{ij}, \Phi) - d_j - \varepsilon_j)^2 \rightarrow \min \quad (10)$$

estando sujeto a las restricciones de rigidez:

$$F_{rigid}(\mathbf{p}, \mathbf{q}) = \langle \mathbf{p}(t_i) - \mathbf{q}(t_i), \mathbf{p}(t_i) - \mathbf{q}(t_i) \rangle - L^2 = 0 \quad (11)$$

donde $dist(,)$ es una distancia entre punto y superficie y L es la longitud de \mathbf{l} . Las incógnitas del problema son los puntos de control de las dos curvas B-spline $\mathbf{p}(t)$ y $\mathbf{q}(t)$, y el vector de radios de esferas \mathbf{d} . En caso de no decir lo contrario, los valores empleados de m y n son 100 y 30 respectivamente en los cálculos. Llamando como r_{ij}^\perp los puntos de contacto de r_{ij} sobre Φ , y n_{ij} como las normales unitarias a r_{ij}^\perp y orientado hacia r_{ij} . Se define la ecuación de restricción de proximidad entre punto y superficie:

$$F_{point}(\mathbf{p}, \mathbf{q}, \mathbf{d}) = \frac{1}{mn} \sum_{j=1}^n \sum_{i=1}^m \|r_{ij} - (r_{ij}^\perp + (d_j + \varepsilon_j)n_{ij})\|^2$$

$$F_{plane}(\mathbf{p}, \mathbf{q}, \mathbf{d}) = \frac{1}{mn} \sum_{j=1}^n \sum_{i=1}^m (\langle r_{ij} - (r_{ij}^\perp + \varepsilon_j n_{ij}), n_{ij} \rangle - d_j)^2 \quad (12)$$

las cuales corresponden a las restricciones de distancia punto a punto y punto a plano, respectivamente. Considerando las muestras discretas $d_j, j = 1, \dots, n$ de la función de distancia radial son las incógnitas, mientras que los errores libres de penetración son $\varepsilon_j, j = 1, \dots, n$ son constantes. La formulación de la ecuación 12 muestra unos valores máximos de la función de distancia radial, estando estos por debajo del error de penetración ε_j . Para obtener un movimiento lo suficientemente suave, la ecuación de las dos curvas límite se expresa mediante:

$$F_{fair}(\mathbf{p}, \mathbf{q}) = \frac{1}{m} \sum_{i=2}^{m-1} (\mathbf{p}(t_{i-1}) - 2\mathbf{p}(t_i) + \mathbf{p}(t_{i+1}))^2 + \frac{1}{m} \sum_{i=2}^{m-1} (\mathbf{q}(t_{i-1}) - 2\mathbf{q}(t_i) + \mathbf{q}(t_{i+1}))^2 \quad (13)$$

Además, para que la trayectoria de fresado sea eficiente, se requiere que el movimiento de la herramienta se mueva en una dirección lo más ortogonal posible al eje que se expresa como:

$$F_{ortho}(\mathbf{p}, \mathbf{q}) = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^{m-1} \left\langle \frac{\mathbf{p}(t_{i+1}) - \mathbf{p}(t_i)}{\|\mathbf{p}(t_{i+1}) - \mathbf{p}(t_i)\|}, \mathbf{e}_i \right\rangle + \frac{1}{m} \sum_{i=1}^{m-1} \left\langle \frac{\mathbf{q}(t_{i+1}) - \mathbf{q}(t_i)}{\|\mathbf{q}(t_{i+1}) - \mathbf{q}(t_i)\|}, \mathbf{e}_i \right\rangle \quad (14)$$

donde \mathbf{e}_i es el vector direccional unitario \mathbf{pq} .

Con todo lo anterior, la ecuación del movimiento de la herramienta se puede expresar de la siguiente manera:

$$F_{motion}(\mathbf{p}, \mathbf{q}, \mathbf{d}) = \mu_1 F_{plane}(\mathbf{p}, \mathbf{q}, \mathbf{d}) + \mu_2 F_{fair}(\mathbf{p}, \mathbf{q}) + \mu_3 F_{point}(\mathbf{p}, \mathbf{q}, \mathbf{d}) + \mu_4 F_{rigid}(\mathbf{p}, \mathbf{q}) + \mu_5 F_{ortho}(\mathbf{p}, \mathbf{q}) \quad (15)$$

El problema de optimización se ha resuelto mediante el método de Gauss-Newton, en el que los valores de las constantes empleadas han sido: $\mu_1 = 1, \mu_2 = \mu_4 = \mu_5 = 0,1$ y $\mu_3 = 0,001$.

III.2.3. Fabricación de las herramientas de SAM hechas a medida

La fabricación de las herramientas de SAM consta de tres grandes apartados, el primero de ellos es el previamente descrito, en el que mediante el algoritmo matemático se calcularon las geometrías de las herramientas de los demostradores I, II, III y IV. Dichas geometrías se muestran en la Figura III-14 y Figura III-15. En segundo lugar, está la fabricación del núcleo de la herramienta y; por último, el proceso de electrodeposición de las partículas abrasivas para transformar el núcleo en una herramienta de SAM hecha a medida.

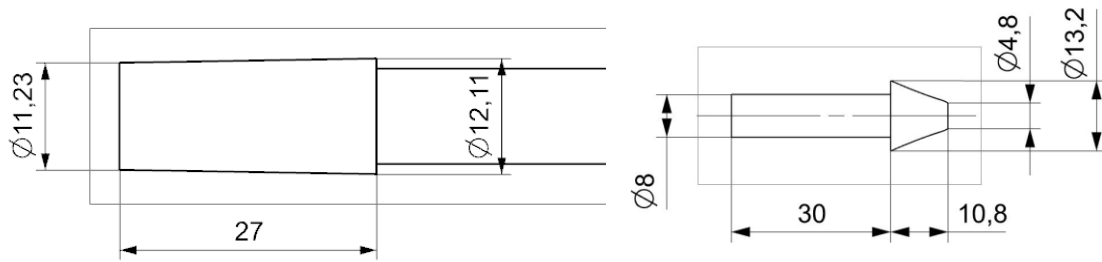


Figura III-14 Dimensiones principales de las herramientas del Demostrador I (izquierda) y del Demostrador II (derecha).

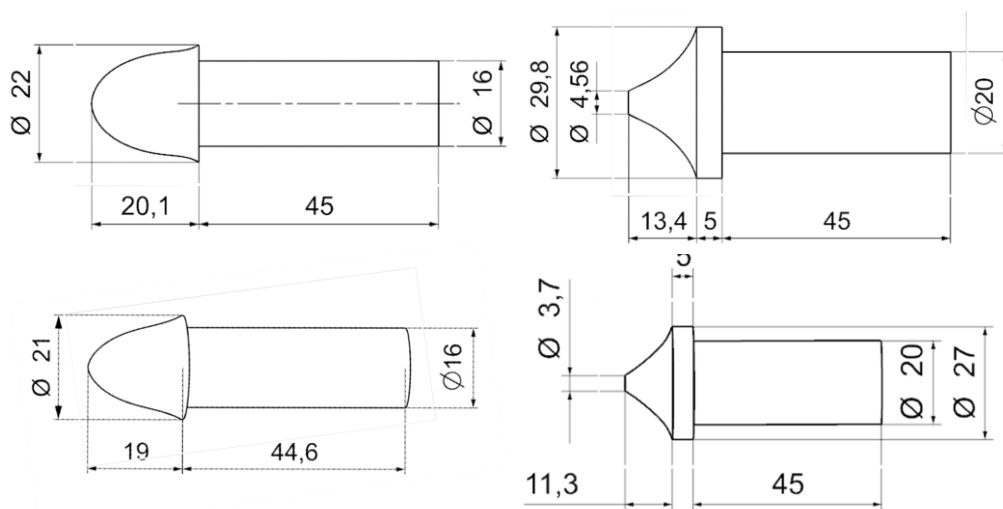


Figura III-15 Dimensiones principales de las herramientas de los Demostradores III (parte superior, izquierda hembra y derecha macho) y Demostradores IV (parte inferior, izquierda hembra y derecha macho).

III.2.3.1 Fabricación del núcleo de la herramienta

Uno de los aspectos más relevantes a la hora de mecanizar es la herramienta que se emplea. En este trabajo, la herramienta seleccionada fue de tipo SAM, ya que se quiso emplear en operaciones de acabado con el fin de reducir tiempos de mecanizado y obtener mejores resultados de acabado. Este tipo de herramientas se caracterizan por estar formadas por un núcleo metálico y por partículas abrasivas adheridas a dicho núcleo.

Estas herramientas a su vez, se mecanizaron empleando dos métodos de mecanizado tradicionales, por un lado, las herramientas del Demostrador I y II se realizaron en su totalidad a partir de operaciones torneado; mientras que las herramientas de los Demostradores III y IV se realizaron a partir de operaciones de torneado y fresado.

Las operaciones de torneado se llevaron a cabo en un centro de torneado de control numérico, CMZ TC25 BTY (Tabla III-4). Mientras que las operaciones de fresado se realizaron en una fresadora de 5 ejes, Kondia HS1000 (Tabla III-5). En ambos casos, todas las operaciones se programaron mediante el software CAM de Siemens® NX12.

Capítulo III. Desarrollo de una metodología integral para la fabricación de componentes de geometría compleja mediante acabado de doble flanco

Tabla III-4 Parámetros del centro de torneado CMZ TC25 BTY.

Nombre y modelo	CMZ TC25 BTY
Tipo	Centro de torneado
Control numérico	Fanuc 31it
Diámetro garras	250/210 mm
Rango eje X	315 mm
Rango eje Y	800 mm
Rango eje Z	+80/-60 mm
Rango eje C	0°-360°
Curvas de potencia	35 kW (máx) 19 kW (S6 40%)
Curvas de par	900Nm (máx) 363Nm (S6 40%)
Velocidad de husillo máxima	4000 rpm
Cavidad portaherramientas	Cuadradillo 25x25





Tabla III-5 Parámetros de la fresadora de 5 ejes Kondia HS1000.

Nombre y modelo	Kondia HS1000
Tipo	Fresadora 5 ejes
Control numérico	Heidenhain
Ancho de la mesa	1000 mm
Longitud de la mesa	600 mm
Rango eje Z	510 mm
Rango eje B	-15°/+135°
Velocidad ejes lineales	20 m/min
Husillo principal	24000 rpm
Par máximo del eje principal	60 Nm
Potencia del motor principal	18 kW
Tipo de refrigeración	Taladrina, MQL.



A la hora de seleccionar el material con el que hacer el núcleo de la herramienta hay que tener en cuenta la predisposición de las partículas abrasivas a depositarse sobre dicho material, ya que en algunos materiales tienen mayor predisposición que en otros, como es el caso del acero AISI 1055. Este fue el material seleccionado a la hora de fabricar los núcleos de las herramientas de todos los demostradores, mostrándose sus características en la Tabla III-6.

Tabla III-6 Propiedades mecánicas y térmicas estándar del acero AISI 1055.

Propiedades	Valor
Densidad (g/cm ³)	7,85
Conductividad térmica (W/m K)	49,8
Calor específico (J/g K)	0,472
Dureza Vickers	207
Punto de fusión (°C)	1460
Módulo elástico (GPa)	190-210
Tensión de fluencia (MPa)	560
Tensión última de rotura (MPa)	660

A la hora de mecanizar las herramientas, independientemente del proceso de mecanizado empleado, siempre se partió de un redondo de acero AISI 1055, el cual se cortó mediante una sierra automática hasta tener una longitud adecuada para la herramienta, teniendo en cuenta sobrespesores y zonas de amarre para cada caso. Después, en el caso de las herramientas del Demostrador II, estas se tornearon hasta lograr la geometría final deseada tras sucesivas operaciones de desbaste, semiacabado y acabado (Figura III-16). En la operación de desbaste, se empleó un inserto cuadrado (CNMG 12 04 12-PR 4225) con el fin de eliminar la máxima cantidad de material posible, mientras que en las operaciones de semiacabado y acabado se empleó un inserto rómbico (VBMT 16 04 08-PR 4225). Las condiciones de corte empleadas fueron las que se muestran en la Tabla III-7. En el caso de las herramientas de los Demostradores III y IV se torneó el mango hasta dejarlo de un diámetro estándar para poder amarrarlo en un portaherramientas con pinza. La zona de corte de la herramienta se terminó en una fresadora de 5 ejes, en la que se realizó una operación de copiado de bola para terminar la superficie, las condiciones de corte empleadas se muestran en la Tabla III-8.

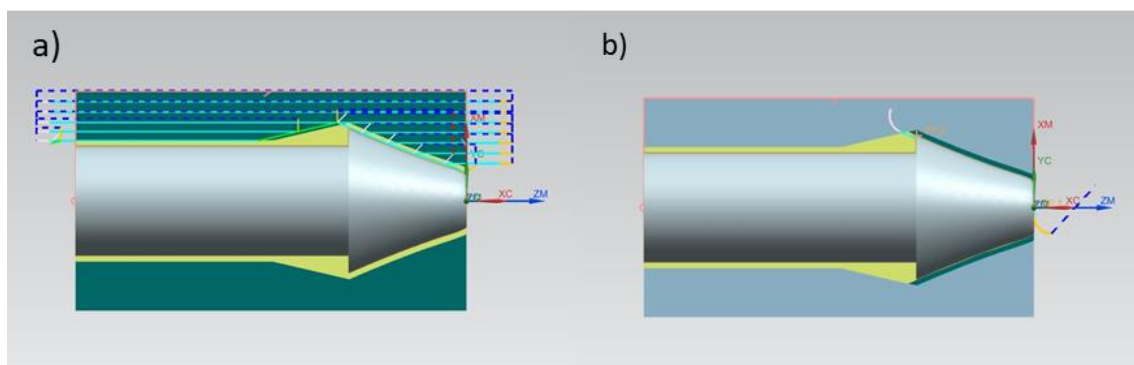


Figura III-16 Trayectorias de mecanizado de las herramientas del Demostrador II: a) trayectorias de desbaste y b) trayectorias de acabado.

Tabla III-7 Parámetros de corte de las operaciones de torneado del núcleo de la herramienta (Demostrador I y II).

Parámetros	Desbaste	Semiacabado	Acabado
Velocidad de corte Vc (m/min)	190	300	300
Avance f (mm/rev)	0,4	0,2	0,2
Profundidad axial ap (mm)	2	1	0,5
Número de operaciones	5	7	1

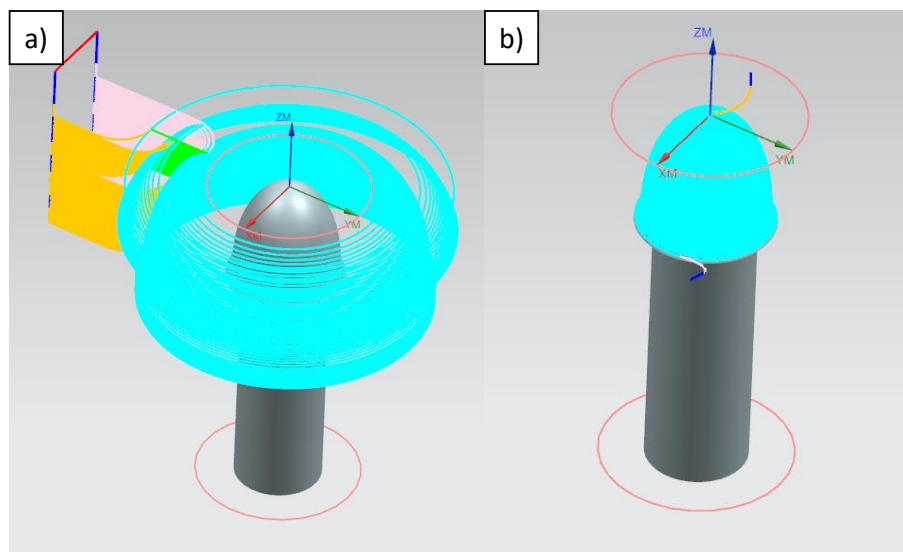


Figura III-17 Trayectorias de mecanizado de las herramientas del Demostrador III: a) trayectorias de desbaste y b) trayectorias de acabado.

Tabla III-8 Parámetros de corte de las operaciones de torneado del núcleo de la herramienta (Demostrador III y IV).

Parámetros	Desbaste (Torneado)	Desbaste (Fresado)	Acabado
Velocidad de corte Vc (m/min)	190	250	100
Avance f (mm/rev)	0,4	0,64	0,055
Profundidad axial ap (mm)	2	0,5	0,002
Número de operaciones	5	90	200

Una vez concluidas las operaciones de mecanizado, se obtuvieron los núcleos de las herramientas de los tres demostradores, en la Figura III-18 se pueden ver dichos núcleos de los Demostradores III y IV. Cabe destacar que al mecanizar los núcleos de las herramientas se ha tenido en cuenta el espesor del aglomerante y los granos abrasivos, datos suministrados por la empresa Diprotex, para realizar un escalado de la herramienta en su proceso de fabricación.



Figura III-18 Núcleos de las herramientas de los Demostradores III y IV.

III.2.3.2 Proceso de electrodeposición de las partículas abrasivas

Una vez terminadas las operaciones de mecanizado de las herramientas, se enviaron a la empresa Diprotex para que les adhiriesen las partículas abrasivas sobre la cara de la zona de corte. Para esta aplicación, se electrodepositaron unos granos abrasivos de 300 μm (Código de granos: SK-16-20-R1,2 - Figura III-19) El proceso de electrodeposición de las partículas abrasivas consta de las siguientes etapas:

1. Introducir las herramientas en contenedores especiales de acuerdo a su geometría para estar sujetas durante el proceso, como por ejemplo casquillos de latón.
2. Definir la zona que se quiere electrodepositar y cubrir el resto de superficie mediante laca o cintas adhesivas.
3. Proceder con el proceso de electrodeposición propiamente dicho, habiendo hecho previamente una limpieza de la superficie, con el fin de eliminar impurezas.
4. Realizar una serie de baños electrolíticos con el fin de obtener las adhesiones correctas entre el material abrasivo y el núcleo de la herramienta.
5. Conectar la herramienta a la electricidad y llenar el contenedor de material abrasivo.
6. Seleccionar los parámetros de la operación de electrodeposición.
7. Girar la herramienta y rellenar el contenedor de material abrasivo durante el proceso de electrodeposición.
8. Sacar la herramienta e introducirla en un baño de níquel para completar el proceso.

Una vez completados estos pasos, las herramientas que se obtuvieron se muestran en la Figura III-19 y Figura III-20, que son las correspondientes a los Demostradores II, III y IV.

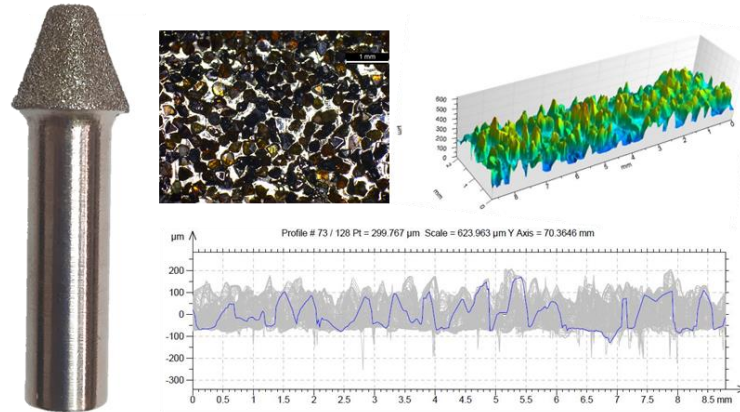


Figura III-19 Características de la herramienta de SAM del Demostrador II.



Figura III-20 Herramientas de SAM de los Demostradores III y IV.

III.3. Integración del proceso de verificación virtual y análisis dimensional dentro del proceso de fabricación

Debido a las complejas geometrías que poseen los componentes que se han presentado en este trabajo, es necesario realizar una serie de verificaciones que sirvan tanto como método de mejoría del algoritmo matemático, hasta alcanzar los parámetros que optimicen las trayectorias y geometrías, como para estimar las desviaciones dimensionales de la pieza. Además, cabe resaltar también la necesidad de emplear movimientos en 5 ejes continuos a la hora de mecanizarlas, por lo que los riesgos de colisiones aumentan, por ello tener un entorno virtual en el que poder simular las operaciones de mecanizado es imprescindible y es en esta etapa cuando se integran estas comprobaciones dentro del esquema planteado, como se puede ver en la Figura III-21.

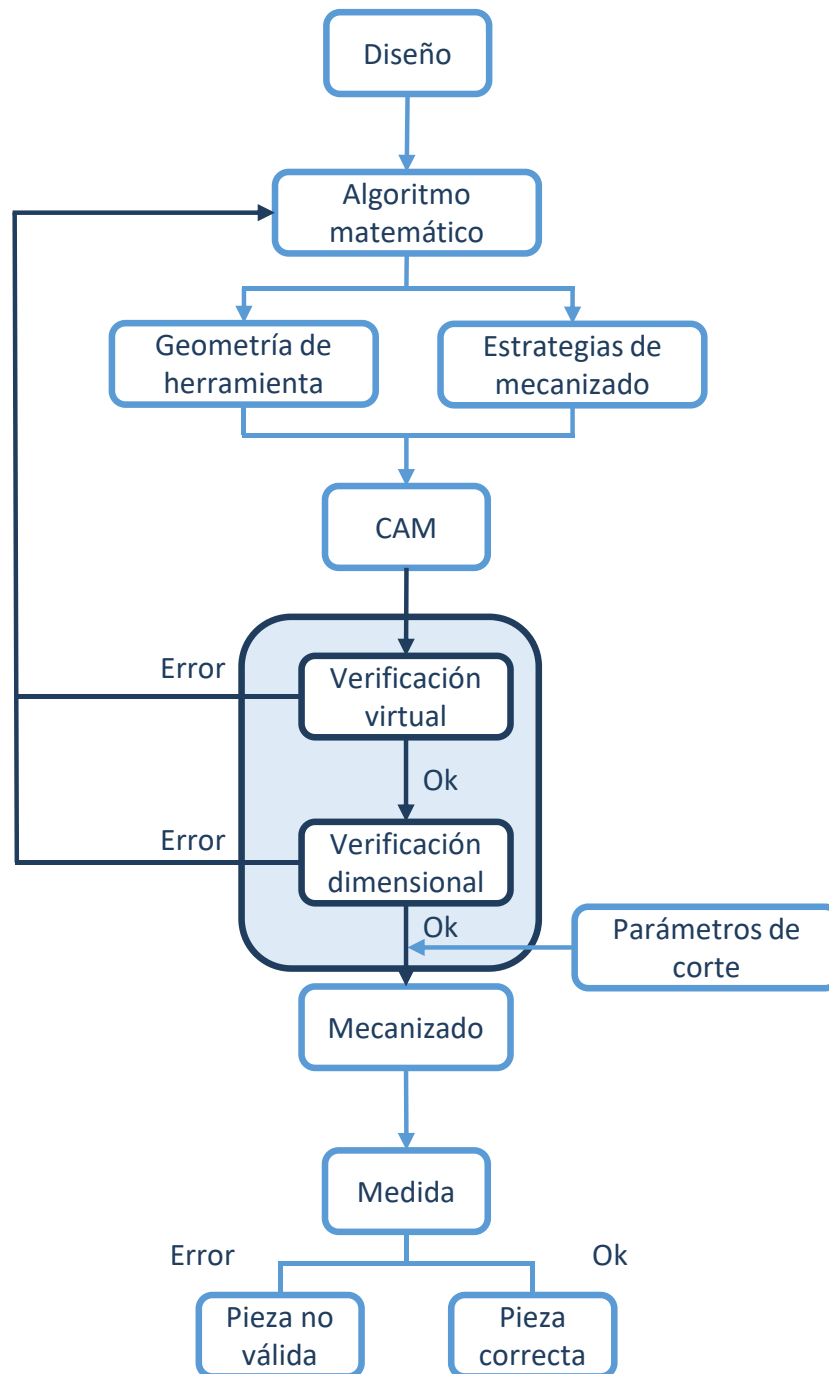


Figura III-21 Integración del proceso de verificación virtual y análisis dimensional en el proceso de fabricación de componentes de geometría compleja con posibilidad de mecanizado de doble flanco.

Si en alguna de las dos etapas de verificación surge algún problema, habría que retroceder de nuevo a la etapa del algoritmo y recalculando tanto la trayectoria como la geometría de la herramienta. En el caso de verificación virtual se comprueba que las trayectorias son realizables en el centro de mecanizado, mientras que en la etapa de verificación dimensional se comprueba que las desviaciones dimensionales teóricas están dentro del rango asumible preestablecido.

III.3.1 Ensayos previos para la optimización de la desviación dimensional en el cálculo de la geometría de la herramienta idónea

Antes de proceder con la etapa de mecanizado, es necesario realizar una serie de verificaciones. En este caso, se realizaron una serie de simulaciones teóricas en las que se pudo prever cómo de bien se adaptaba la geometría de la herramienta y las trayectorias de mecanizado a la geometría de la pieza, esto es, se realizó un análisis de desviación dimensional teórico previo. En una primera iteración, antes de realizar el modelo para el mecanizado de doble contacto, se hizo un modelo para el cálculo de geometrías de herramienta para geometrías alabeadas, muy comunes en la industria aeronáutica, mediante el cual poder estimar la desviación dimensional sobre la pieza. Además, este primer modelo sirvió como predecesor del que se ha explicado en el apartado III.2.2.

Para validar este modelo de cálculo de geometría de herramienta se escogió como pieza test la geometría del Demostrador I, el cual se definió en el apartado III.1.1., que está formado por superficies regladas no desarrollables en las que sería imposible hacer operaciones de fresado de flanco.

En las simulaciones se fueron variando una serie de parámetros dentro del algoritmo para el cálculo de la geometría de la herramienta, como es el caso del número puntos y vectores de la trayectoria, el número de pasadas verticales en las que se quiere acabar la pieza o el diámetro aproximado de la herramienta. En base a estas modificaciones, se realizaron una batería de simulaciones para obtener valores de desviación dimensional teórica esperada. En la Tabla III-9 se pueden ver tanto las variaciones que se realizaron como los resultados que se obtuvieron en cuanto a la geometría de la herramienta y a la desviación teórica esperada.

Tabla III-9 Ensayos teóricos para la validación del cálculo geométrico de la herramienta de forma en base a la desviación dimensional esperada.

Nº Iteración	Nº Pasadas	Nº Datos	$\varnothing_{\text{sup-inf}}$ Hta. [mm]	Longitud Hta. [mm]	Desviación dimensional [mm]
1	11	300	-	-	-
2.1	11	300	[4,4581 / 4,4648]	4,8722	[-0,02 / +0,68]
2.2	11	600	[4,4581 / 4,4648]	4,8722	[-0,02 / +0,68]
3	4	300	[4,4038 / 4,4370]	14,1876	[-0,05 / +0,08]
4	4	300	[4,5865 / 4,5873]	14,1885	[-0,20 / +0,08]
5.1	2	300	[5,8890 / 4,9135]	27,0197	[-0,08 / +0,03]
5.2	2	600	[5,8890 / 4,9135]	27,0197	[-0,08 / +0,03]
5.3	2	100	[5,8890 / 4,9135]	27,0197	[-0,08 / +0,03]
6	2	300	[5,6544 / 4,6516]	27,0197	[-0,08 / +0,02]

Capítulo III. Desarrollo de una metodología integral para la fabricación de componentes de geometría compleja mediante acabado de doble flanco

7.1	4	300	[4,5196 / 4,4807]	14,1896	[-0,03 / +0,02]
7.2	4	600	[4,5196 / 4,4807]	14,1896	[-0,03 / +0,02]
8	4	300	[9,9244 / 9,8860]	14,1843	[-0,12 / +0,05]
9.1	4	300	[9,9074 / 9,8712]	14,1841	[-0,03 / +0,01]
9.2	4	600	[9,9074 / 9,8712]	14,1841	[-0,03 / +0,01]
10	2	300	[12,6151 / 11,3108]	27,0054	[-0,08 / +0,01]
11	2	300	[12,2559 / 11,2464]	27,0060	[-0,08 / +0,02]
12	2	300	[12,2906 / 11,2853]	27,0101	[-0,08 / +0,02]
13	2	300	[12,1089 / 11,2309]	27,0098	[-0,03 / +0,02]

Esta batería de ensayos se puede dividir en cuatro grandes grupos. En primer lugar, se buscó adaptarse lo mejor posible a la geometría de la pieza test, para lo cual se emplearon muchas pasadas para abarcar toda la superficie, dando como resultado una herramienta de dimensiones muy pequeña (Iteraciones 1-2.2). Después se redujo el número de pasadas y se quiso analizar tanto este factor como la cantidad de puntos y vectores necesarios para el cálculo de las trayectorias (Iteraciones 3-7.2). Posteriormente se decidió realizar de nuevo los cálculos para una herramienta de mayor diámetro (Iteraciones 8-9.2). Finalmente, se volvió a incrementar el valor del diámetro de la herramienta (Iteraciones 10-13). A continuación, se explican más en detalle cada una de las iteraciones.

En la primera iteración, no se muestran los valores, ya que a pesar de que matemáticamente era una solución válida para el problema, desde el punto de vista del mecanizado no era viable, dado que el portaherramientas colisionaba con la propia pieza. En la segunda iteración (2.1), se programó que la dirección y sentido del eje de la herramienta tenían que ir en dirección opuesta a la propia pieza. Como se quería una aproximación lo más exacta posible, se dividió la superficie en 11 superficies regladas más pequeñas en las que poder hacer mecanizado de doble flanco. El resultado obtenido era muy satisfactorio en toda la superficie, salvo en el solape entre el parche 9 y 10, ya que la herramienta no mecanizaba en una pequeña zona, como se puede ver en la Figura III-22, la zona de color marrón. Se realizó un mismo ensayo teórico con la misma herramienta, salvo que en este caso se incrementó el número de puntos y vectores de la trayectoria de 300 a 600. Obteniendo un resultado muy similar en términos de desviación dimensional.

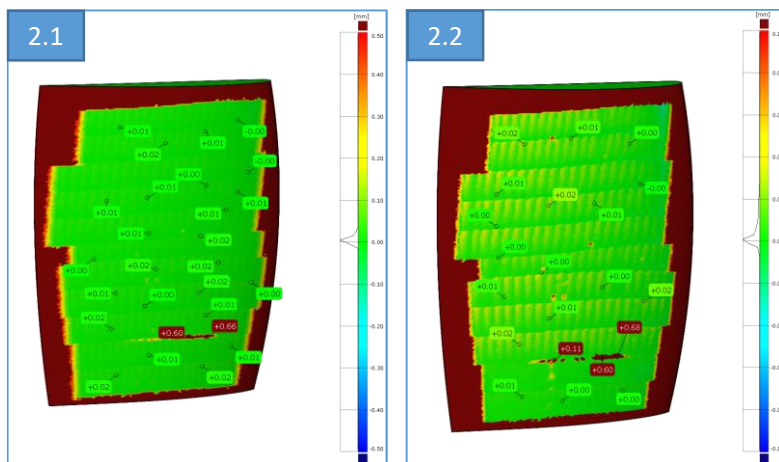


Figura III-22 Desviaciones dimensionales teóricas de las iteraciones 2.1 y 2.2.

Una vez comprobado que con un número elevado de pasadas se es capaz de aproximar de manera muy buena la superficie del álabe $[\pm 0,01 \text{ mm}]$, se decidió reducir este número de pasadas, con el fin de conseguir un acabado similar, pero reduciendo el tiempo de mecanizado y el número de solapes entre trayectorias. Para ello, en esta iteración (3), como era de esperar, el error de desviación dimensional aumentó al haber reducido el número de pasadas, como consecuencia de haber tenido que abarcar una mayor área con la misma herramienta. Se puede apreciar cómo la herramienta se aproxima mejor en la zona inferior de los parches, mientras que en la zona superior deja una demasía de material sin mecanizar. Posteriormente se realizó la iteración 4, mediante la cual se obtuvo unos resultados mejores en general, pero con unas zonas con mayor desviación dimensional. Después se realizó una nueva iteración (5), en este caso, con la intención de ver si se podía seguir reduciendo el número de pasadas, se redujo el número de pasadas a 2. En este caso los resultados fueron muy buenos en más de tres cuartas partes de la superficie, salvo en la zona de contacto de la entrada, en donde había un exceso de mecanizado de entorno 0,08 mm. Con el fin de ver la influencia del número de puntos y vectores empleados, se decidió usar el doble, 600 de cada, en la iteración 5.2 y un tercio, 100 de cada, en la iteración 5.3. En el primer caso, se mejoró levemente el resultado en ciertas zonas de la superficie, pero en valores absolutos no cambió nada. Lo mismo sucedió con la que tenía menos puntos, el resultado fue similar, con unos resultados levemente peores. Después, se realizaron las iteraciones 6 y 7.1, que fueron para refinar la geometría de la herramienta, en el primer caso con 2 pasadas y en el segundo con 4 pasadas. Siendo los de esta última los mejores resultados $[-0,03 / +0,02]$, véase la Figura III-23. Finalmente, se realizó una última iteración con los datos de la 7.1 (iteración 7.2), en la que se multiplicaron los puntos y vectores empleados al doble, 600. Obteniendo unos resultados muy similares.

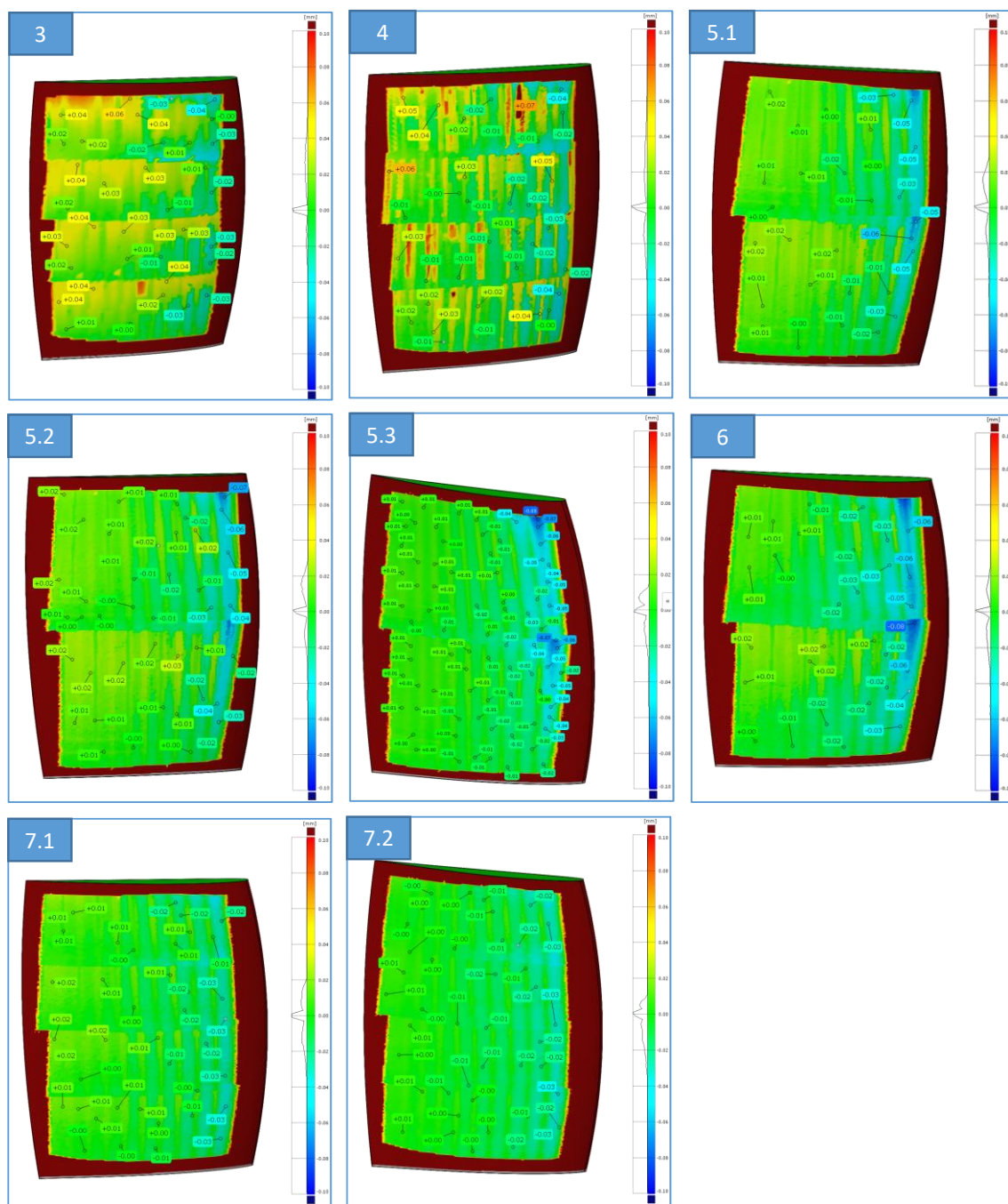


Figura III-23 Desviaciones dimensionales teóricas de las iteraciones de la 3 a la 7.2

Una vez visto que se pueden obtener unos resultados razonables con un número de pasadas reducidas, se decidió ir aumentando paulatinamente el diámetro de la herramienta. En este caso, el número de pasadas que se empleó en todas las iteraciones fue de 4. Ya que un diámetro de 4/5 mm es demasiado pequeño como para soportar las fuerzas del SAM. En este caso, el algoritmo se inicializó en un valor de 10 mm de diámetro de la herramienta y se empezó a calcular desde ese punto. En la primera iteración de esta nueva etapa (8), los resultados mostraron un patrón repetitivo de exceso de material no mecanizado a lo largo de toda la superficie, siendo estos poco razonables. Luego, se realizó una nueva iteración (9.1), en

la que se obtuvieron muy buenos resultados, $[-0,03 / +0,01]$. Al igual que en la anterior etapa, se probó con el doble de puntos y se comprobó que el resultado era prácticamente el mismo, dando por buena la iteración 9.1, como se muestra en la Figura III-24.

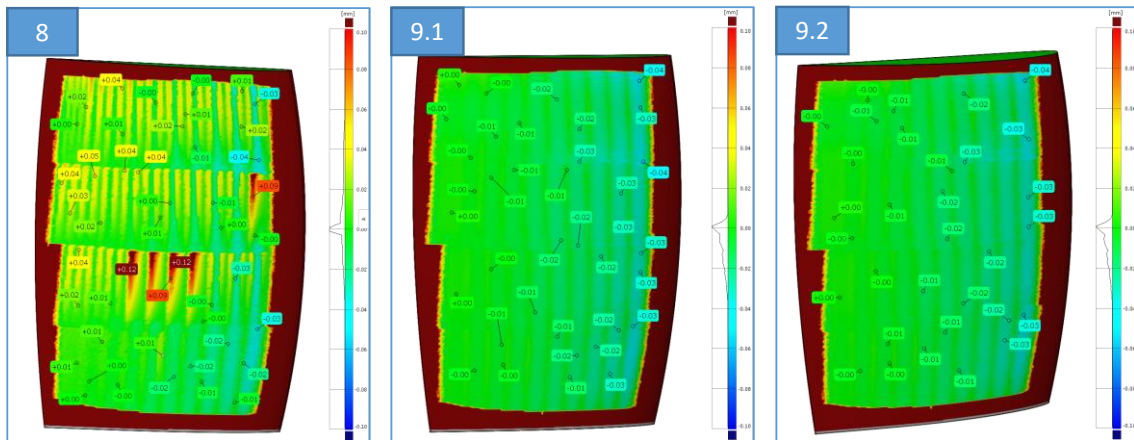


Figura III-24 Desviaciones dimensionales teóricas de las iteraciones de la 8 a la 9.2

Por último, se volvió a aumentar el valor del diámetro de la herramienta a 12 mm y, los cálculos se realizaron sobre esa base, pero en este caso, además se redujo el número de pasadas a 2. En total se realizaron 4 iteraciones (10-13) en las que se fue mejorando la desviación hasta alcanzar unos valores $[-0,03 / +0,02]$, como se ve en la Figura III-25.

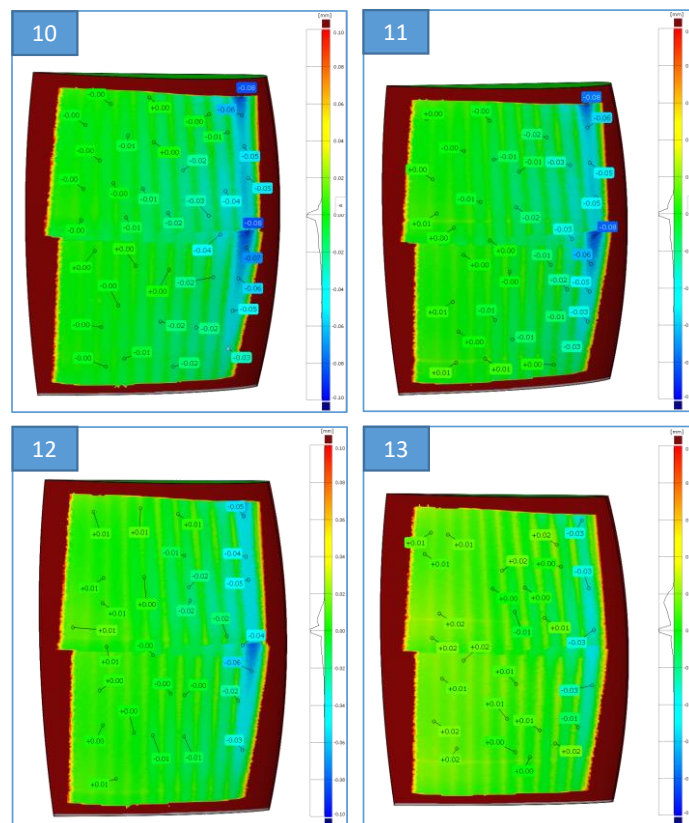


Figura III-25 Desviaciones dimensionales teóricas de las iteraciones de la 10 a la 13.

Una vez comprobado que los resultados obtenidos con diferentes herramientas, número de parches y cantidad de puntos y vectores satisfacían con los valores de desviación dimensional teórica esperada, los cuales se han establecido en $\pm 50 \mu\text{m}$, según (F. Klocke et al., 2015), se dio por válido el algoritmo de cálculo de la geometría de herramienta y se procedió a aplicarlo en los demostradores II, III y IV de este trabajo, realizando unas modificaciones para adaptarlo al mecanizado de doble flanco.

III.3.2. Análisis virtual de trayectorias y dimensional

Una vez definidos los demostradores en los que se van a aplicar las operaciones de acabado de SAM y testado el algoritmo para el cálculo de la herramienta de forma libre que mejor se adapta a una superficie cualquiera en la que poder aplicar un mecanizado de doble flanco simultáneo, se aplicó el algoritmo descrito en el apartado III.2.3. para calcular tanto la geometría como las trayectorias óptimas de mecanizado en las que se obtengan los mejores acabados en cuanto a desviación dimensional.

Durante el proceso de aplicación del algoritmo, se fue validando que las trayectorias obtenidas eran adecuadas y ver si podrían ser mejores variando los coeficientes del algoritmo. Por ello, para cada uno de los demostradores se realizó un proceso iterativo de optimización, como el explicado en el apartado anterior, en los que se comprobaron 2 aspectos: en primer lugar, se simuló con el software CAM para ver posibles colisiones u orientaciones errónea de herramienta y, posteriormente se comprobó la desviación teórica esperada para ver cómo de buen acabado superficial se obtenía con el binomio herramienta/trayectoria.

III.3.2.1. Verificación de las trayectorias

Para realizar la verificación virtual de las trayectorias calculadas se empleó el simulador virtual de trayectorias de Siemens®NX12, en el que además está modelizada la máquina herramienta empleada en las operaciones de mecanizado (Kondia HS1000). De esta forma, se pudo realizar una simulación fidedigna de lo que posteriormente fue el proceso de acabado, ya que todos los elementos están dimensionados y representados de manera fiel.

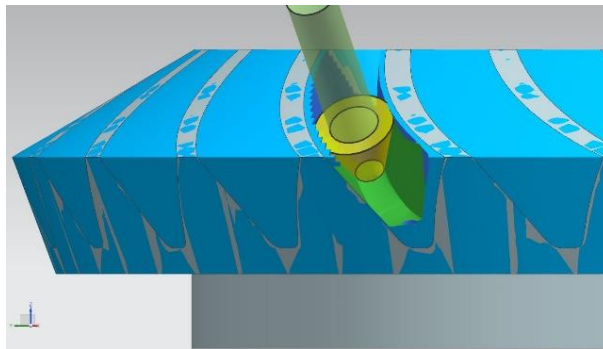


Figura III-26 Verificación virtual de las trayectorias del Demostrador II.

III.3.2.2. Análisis de la desviación dimensional estimada

En este caso, para obtener un mapa de colores en el que poder ver la desviación dimensional de la pieza previo a su mecanizado, se empleó el software GOM Inspect en el que se contrastaron el CAD original de las piezas demostradores contra el archivo generado mediante la verificación virtual de NX, en el que el material mecanizado en la operación es arrancado.

Esta herramienta fue de gran ayuda en el perfeccionamiento del algoritmo para tener un buen acabado en ambos lados del valle a la vez, ya que, al principio, a pesar de haber un doble contacto con ambas caras a la vez, no estaba nivelado el material que comía en ambos sitios simultáneamente, como se puede ver por ejemplo en la Figura III-27, en donde se puede apreciar que hubiera habido un corte en exceso (0,12 mm) en la cara de la derecha en el caso del compresor de tornillo sin fin macho simétrico.

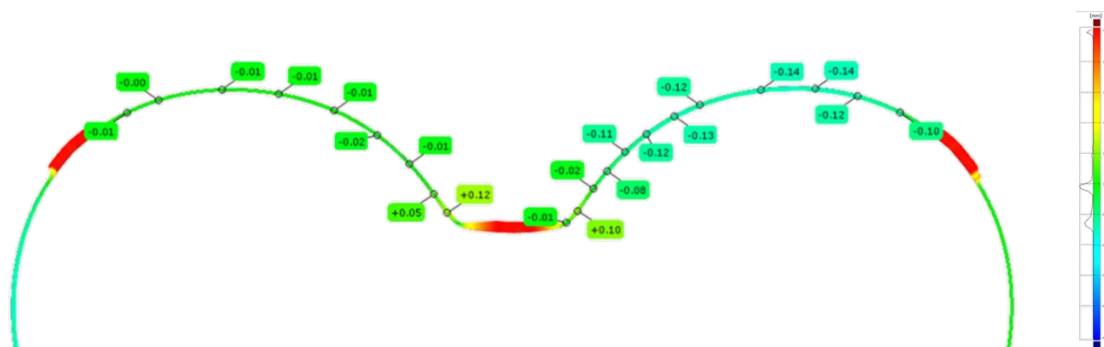


Figura III-27 Desviación dimensional teórica del compresor tornillo sin fin macho simétrico en las primeras iteraciones del algoritmo.

Con la ayuda de estas herramientas se realizaron distintas iteraciones hasta obtener unos resultados aceptables en cuanto a desviación dimensional, dentro de las 50 μm de desviación máxima permitida en componente de turbomaquinaria que se mencionan en (F. Klocke et al., 2015). En las siguiente figuras se puede ver las desviaciones estimadas de cada uno de los demostradores en una de las iteraciones: engranaje espirocónico (Figura III-28), compresores de tornillo sin fin simétricos (Figura III-29) y compresores de tornillo sin fin no simétricos

(Figura III-30). Cabe destacar que la intención de este algoritmo es conseguir un mecanizado de doble contacto en ambas caras de superficie, con lo que en ciertos casos no es posible aproximar la superficie del fondo del valle mediante una herramienta de revolución, por lo que en los radios de fondo queda material sin mecanizar, al igual que en los radios superiores de los compresores de tornillo sin fin.

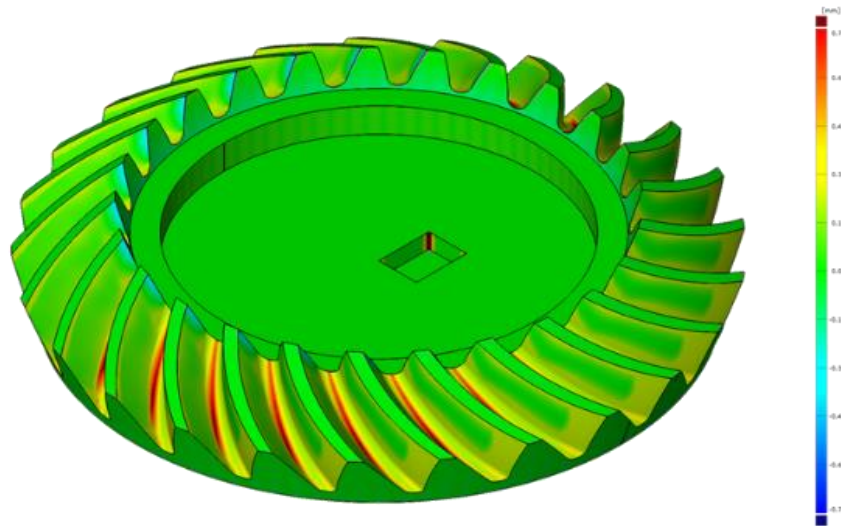


Figura III-28 Desviación dimensional estimada del Demostrador II: Engranaje espirocónico.

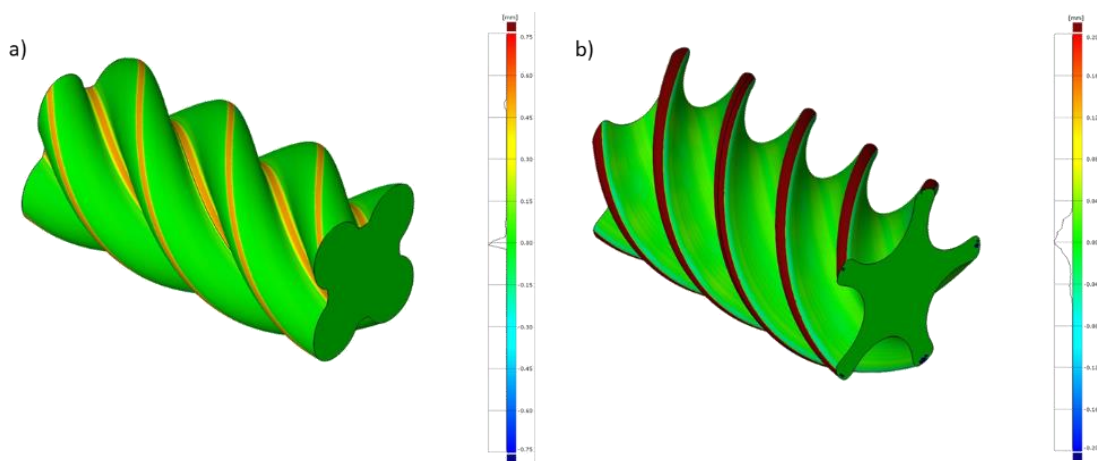


Figura III-29 Desviación dimensional estimada del Demostrador III: a) Compresor de tornillo sin fin macho simétrico y b) Compresor de tornillo sin fin hembra simétrico.

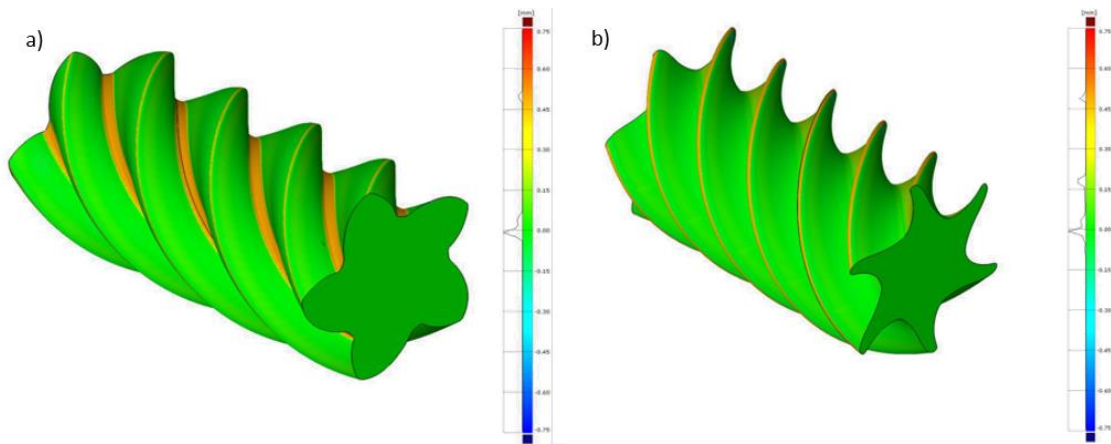


Figura III-30 Desviación dimensional estimada del Demostrador IV: a) Compresor de tornillo sin fin macho no simétrico y b) Compresor de tornillo sin fin hembra no simétrico.

III.4. Integración del modelo predictivo de esfuerzos de corte en el proceso de fabricación

Por último, dentro de la metodología de fabricación de componentes de geometría compleja se ha integrado un modelo predictivo de esfuerzos de corte de operaciones de mecanizado de doble flanco, como se muestra en la Figura III-31. Mediante este modelo se pretende calcular los esfuerzos de corte que se van a tener durante la operación y, en base a esos resultados, modificar los parámetros de corte para tener los mínimos esfuerzos posibles, consiguiendo así una operación de mecanizado más estable y unos acabados superficiales mejores, además de prolongar la vida útil de la herramienta. En el caso de que los esfuerzos sean muy elevados, habrá que retroceder a la etapa de definición de los parámetros de corte que se encuentra dentro de la del CAM, variar los valores y recalculer los nuevos esfuerzos de corte.

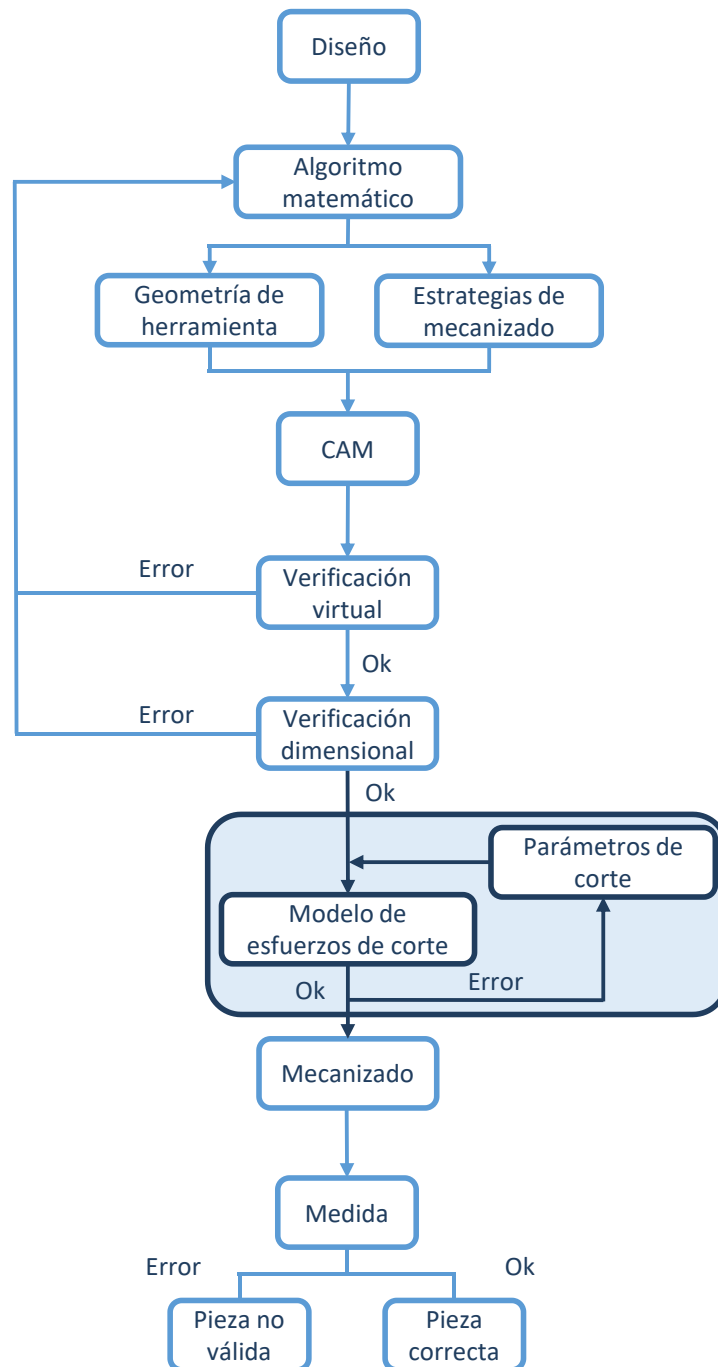


Figura III-31 Integración del modelo de esfuerzos de corte en el proceso de fabricación de componentes de geometría compleja con posibilidad de mecanizado de doble contacto.

III.4.1. Modelo predictivo de esfuerzos de corte

El modelo que se va a desarrollar en este apartado permite estimar las fuerzas de corte en operaciones de acabado con herramienta de forma de SAM en componentes con capacidad de ser mecanizadas por mecanizado de doble flanco simultáneo. Este modelo es de utilidad en operaciones de acabado de geometrías tipo engranaje, ya que presentan la característica anteriormente descrita.

Se trata de un modelo semi-empírico que utiliza unos coeficientes de corte obtenidos de forma experimental que sirven para caracterizar el binomio herramienta-material. De esta forma, es posible relacionar los esfuerzos de corte con la sección de viruta sin deformar y cuantificar la resistencia que ofrece el material a ser cortado.

El modelo es aplicable a operaciones de acabado de 5 ejes simultáneos en las que se realiza un mecanizado de doble flanco simultáneo. En donde el cálculo de la sección de viruta sin deformar se realiza mediante un método geométrico, lo que supone una novedad en el planteamiento en relación al método tradicional.

El modelo permite conocer el valor de los esfuerzos de corte a lo largo de la trayectoria previamente calculada. Asimismo, también es posible obtener el valor concreto de la fuerza en cualquier punto de la trayectoria, siendo de gran interés las entradas y salidas. Esto resulta especialmente útil para el programador, ya que le permite optimizar el proceso de mecanizado.

III.4.1.1. Definición del modelo

A la hora de emplear el modelo de estimación de esfuerzos de corte que se va a definir a continuación, es esencial proveer ciertos parámetros de entrada, incluyendo información sobre las características geométricas de la herramienta, el material de la pieza y las condiciones de mecanizado, tales como velocidad de corte, avance y profundidad de pasada. Cabe destacar que este modelo se basa en el desarrollado por Lee y Altintas (Lee & Altintaş, 1996), pero se ha particularizado para el caso de herramientas de forma de SAM.

En el diagrama de la Figura III-32 se muestran las etapas de las que consta el modelo. Cada una de estas etapas se explicará detalladamente en los subapartados siguientes de este capítulo.

En primer lugar, debido a las características de la herramienta, la cual no posee filos de corte como tal, es necesario definir un nuevo concepto, que es el filo teórico. Que tiene por geometría el contorno de la propia herramienta. Una vez aclarado este concepto, es necesario realizar una modelización geométrica del filo teórico de la herramienta que entra en contacto con la pieza. En esta etapa, se obtiene la posición $[X,Y,Z]$ de cada elemento de filo teórico de la herramienta. Posteriormente, para cada posición se calcula la sección de viruta sin deformar, la anchura de viruta, la longitud de cada elemento discreto de filo teórico, etc. Finalmente, toda esta información obtenida se integra en las ecuaciones de esfuerzos de corte.

En un segundo lugar, es necesario caracterizar el binomio herramienta-material, para el cual es necesario conocer los valores de los coeficientes de corte de dicho binomio, los cuales se obtienen mediante una caracterización experimental basada en ensayos de mecanizado.

Una vez obtenidos los coeficientes de corte, se procede al cálculo de los esfuerzos de corte para cada uno de los elementos diferenciales del filo teórico. En este paso se integran las fuerzas calculadas en el paso anterior a lo largo del filo para obtener así las fuerzas resultantes. La clave del modelo consiste en la división (discretización) del filo teórico en elementos infinitesimales para aplicar en cada uno de ellos un modelo simplificado de fuerza de corte. De esta manera, la suma de los esfuerzos en cada elemento infinitesimal proporciona los esfuerzos totales sobre cada filo teórico virtual.

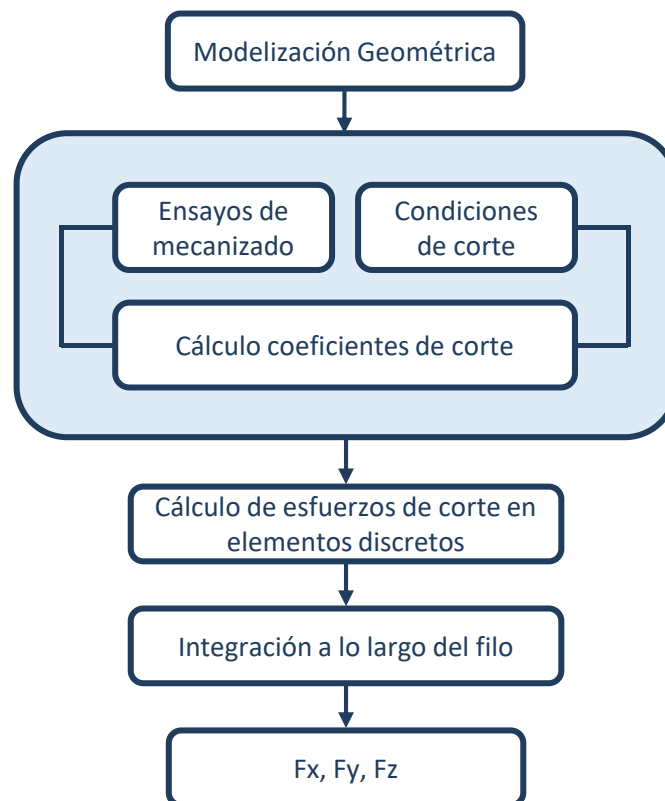


Figura III-32: Secuencia de etapas propuestas para el cálculo de fuerzas de corte en el fresado de superficies complejas mediante herramientas de forma de SAM en el mecanizado de doble flanco simultáneo.

Para poder calcular la posición de los elementos discretos de los filos teóricos, es imprescindible establecer un sistema de referencia. En este caso, se utiliza un sistema de referencia definido de la siguiente manera:

- **Origen:** Situado en la intersección del eje de la herramienta y la zona inferior de corte de la misma. Conocida como punta de la herramienta.
- **Eje X:** Se define en la misma dirección que el avance de la herramienta, siendo el sentido positivo el del avance.

- **Eje Z:** Se define la dirección coincidente con el eje de la herramienta, siendo el sentido positivo la dirección que va desde el origen o punta de herramienta hacia el husillo de la máquina.
- **Eje Y:** Se define de tal manera que queda definido un sistema de referencia cartesiano XYZ, por lo que este eje será perpendicular a los dos anteriores y su sentido positivo ya estaría definido.
- En cuanto al origen de ángulos, se considera el eje Y⁺ en sentido horario.

Cabe destacar que el sistema de referencia definido se mueve junto con la herramienta a lo largo de la trayectoria, pero este no rota con ella. Por lo general, la velocidad de rotación de la herramienta es mucho mayor que la de avance, por lo que se puede suponer que la fresa no se mueve durante una revolución completa. Esta suposición es ampliamente empleada en los modelos de estimación de esfuerzos de corte, ya que no introduce errores significativos y permite que el sistema de referencia sea constante durante una revolución completa de la herramienta. Además, el uso de un único sistema de coordenadas XYZ global es necesario para calcular la suma total de los esfuerzos diferenciales.

En el modelo desarrollado en esta tesis se ha supuesto que los esfuerzos de corte resultan de la combinación de dos fenómenos físicos: por un lado, la fuerza de cizalladura, y por otro, la fuerza de rozamiento. Además, esta es una simplificación ampliamente empleada por diversos autores, la cual establece una relación lineal entre la fuerza y el espesor de viruta en términos de cizalladura (Abrari & Elbestawi, 1997b; Altintas, 2001; Calleja Ochoa, 2015; Lamikiz Mentxaka, 2003). Por ello, para el caso particular de herramientas de herramientas de forma de SAM, se ha mantenido esta simplificación, obteniendo así las ecuaciones mostradas en la Ecuación 16:

$$\begin{aligned}dF_t(\theta, z) &= K_{te}dS + K_{tc} \cdot t_n(\Psi, \theta, \kappa)db \\dF_r(\theta, z) &= K_{re}dS + K_{rc} \cdot t_n(\Psi, \theta, \kappa)db \\dF_a(\theta, z) &= K_{ae}dS + K_{ac} \cdot t_n(\Psi, \theta, \kappa)db\end{aligned}\tag{16}$$

Donde:

Los términos K_{te} , K_{re} , K_{ae} representan los coeficientes específicos de rozamiento, esto es, representan el esfuerzo por milímetro de filo de corte en las direcciones tangencial, radial y binormal. Siendo sus unidades N/mm.

Los términos K_{tc} , K_{rc} , K_{ac} representan los coeficientes específicos de cizalladura, esto es, representan la fuerza de corte necesaria para cizallar un milímetro cuadrado de

sección de viruta en las direcciones tangencial, radial y binormal. Siendo sus unidades N/mm^2 .

El término $t_n(\Psi, \theta, \kappa)$ representa el espesor de viruta sin deformar normal al filo de corte. Este se mide en milímetros y varía en función de la posición angular de cada elemento diferencial del filo.

El término dS hace referencia a la longitud de cada elemento diferencial de filo, siendo sus unidades en milímetros.

El término db hace referencia a la anchura de viruta, siendo sus unidades en milímetros.

En cada elemento diferencial de filo se determinan las tres componentes infinitesimales de la fuerza de corte: la fuerza tangencial, la fuerza radial y la componente normal al plano que se forma con las dos anteriores. De esta forma, se establecen tres planos ortogonales en cada punto de filo; pudiéndose hacer esto para cualquier curva, o lo que es lo mismo, para cualquier herramienta, los cuales se forman a partir de los tres vectores de las fuerzas mencionadas.

III.4.1.2. Modelización geométrica de las herramientas de forma

A su vez, para poder obtener los valores de las fuerzas de corte durante el proceso de mecanizado, es necesario analizar tanto la geometría del filo teórico de la herramienta de forma, como la posición de cada elemento diferencial. Del mismo modo, es necesario definir los siguientes ángulos y particularizarlos para el caso de una herramienta abrasiva, en la que no existirá un filo con forma helicoidal como en el caso de las fresas, sino que el perfil del filo seguirá el contorno de la misma, simplificando los cálculos de posicionamiento de cada uno de los fillos de manera significativa:

- **Ángulo de posición (φ):** se define como el ángulo entre los elementos de un mismo filo debido al ángulo de hélice de la propia herramienta. Hay dos tipos de ángulos que hay que considerar; uno es el ángulo de desfase total φ_0 , que hace referencia al ángulo formado por la proyección horizontal de un único filo; y el otro es el ángulo φ_i , que hace referencia al ángulo formado por la punta de la herramienta, el cual tendría un valor nulo. De esta manera, es posible definir el ángulo de posición de cualquier punto P del filo de la herramienta como φ_p .
- **Ángulo de desfase radial (ψ):** se define como el ángulo de desfase que tiene un elemento cualquiera del filo de corte en una altura $z=0$ y una posición angular ϕ .
- **Ángulo de inmersión axial (κ):** se define como el ángulo que forman el eje de la herramienta y la normal al filo de corte de la herramienta en el punto P.

- **Ángulo de giro (ϑ):** se define como el ángulo que ha girado el filo de la herramienta de corte con respecto a su propia rotación del eje. Para ello, se define como la posición del primer elemento del filo de corte correspondiente a $z=0$.
- **Distancia radial $r(z)$:** se define como la distancia entre el eje de rotación de la herramienta el filo de corte de la misma.

Por ello, en este caso, dado que no se están analizando herramientas de forma genérica, sino que se está particularizando para el caso de unas herramientas en concreto, acorde a los Demostradores II, III y IV. A continuación, se muestran las ecuaciones de las curvas que forman el perfil de cada una de las herramientas, teniendo en cuenta que ese cálculo se hizo mediante el algoritmo matemático descrito en el apartado III.2.2.3, esto es, las funciones radiales de cada una de las herramientas $r(z)$. El cual calcula la geometría de la herramienta que mejor se adaptaba a la geometría de la pieza después de una serie de iteraciones. La nomenclatura empleada es la siguiente en los subíndices de las ecuaciones del perfil de las herramientas: “EE” hace referencia al Demostrador II (Engranaje Espirocónico); “SM” hace referencia al compresor simétrico macho del Demostrado III, del inglés Symmetric Male; “SF” hace referencia al compresor simétrico hembra, Symmetric Female; y los subíndices “NSM” y “NSF” hacen referencia a las herramientas del Demostrador IV, esto es, a los compresores no simétricos.

$$\begin{array}{l}
 y_{EE}(x) \left\{ \begin{array}{l} -1,2x^3 + 11,396x^2 - 32,889x + 29,89 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 2,40 \leq x < 3,50 \\ 0,0148x^3 - 0,3307x^2 + 4,7096x - 10,137 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 3,50 \leq x < 4,60 \\ 0,0044x^3 - 0,1695x^2 + 3,8928x - 8,7821 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 4,60 \leq x < 5,86 \\ 0,2362x^3 - 4,3931x^2 + 29,557x - 60,789 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 5,86 \leq x < 6,60 \end{array} \right. \\
 \\
 y_{SM}(x) \left\{ \begin{array}{l} -0,1014x^3 + 1,0233x^2 - 1,3743x - 1,1056 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 2,34 \leq x < 3,80 \\ 0,0004x^3 - 0,1674x^2 + 3,2873x - 7,2112 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 3,80 \leq x < 5,60 \\ 0,0097x^3 - 0,2941x^2 + 3,833x - 7,9322 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 5,60 \leq x < 8,22 \\ 0,0008x^3 - 0,0731x^2 + 1,9905x - 2,7747 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 8,22 \leq x < 12,35 \\ -0,0002x^3 - 0,0439x^2 + 1,7091x - 1,9229 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 12,35 \leq x < 15,38 \end{array} \right. \\
 \\
 y_{SF}(x) \left\{ \begin{array}{l} 0,0043x^3 + 0,0504x^2 + 0,0887x - 0,0256 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 0,00 \leq x < 5,70 \\ 0,2009x^2 - 1,2563x + 3,5686 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 5,70 \leq x < 7,80 \\ 0,5483x^2 - 6,7467x + 25,285 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 7,80 \leq x < 9,03 \\ 1,3483x^3 - 35,985x^2 + 323,5x - 970,64 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 9,03 \leq x < 9,73 \\ -9,073x^3 + 274,12x^2 - 2752x + 9194,8 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 9,73 \leq x < 10,23 \\ 1,7286x^3 - 58,403x^2 + 659,44x - 2468,5 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 10,23 \leq x < 11,42 \end{array} \right. \\
 \\
 y_{NSM}(x) \left\{ \begin{array}{l} -0,0844x^2 + 1,9317x - 3,4057 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 1,90 \leq x < 4,00 \\ 0,004x^3 - 0,0941x^2 + 1,8347x - 3,1165 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 4,00 \leq x < 6,55 \\ -0,0052x^3 + 0,0742x^2 + 0,813x - 1,0492 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 6,55 \leq x < 9,80 \\ -0,0589x^2 + 1,9041x - 3,8485 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 9,80 \leq x < 11,25 \end{array} \right. \\
 \\
 y_{NSF}(x) \left\{ \begin{array}{l} 0,119x^2 + 0,1141x + 0,013 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 0,00 \leq x < 4,50 \\ 0,22x^2 - 0,8557x + 2,3407 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 4,50 \leq x < 6,50 \\ 0,4414 - 3,7166x + 11,602 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 6,50 \leq x < 7,70 \\ 0,5623x^2 - 5,4676x - 17,916 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 7,70 \leq x < 8,53 \\ -0,5659x^2 + 13,93x - 65,488 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 8,53 \leq x < 9,65 \\ -0,4511x^2 + 11,513x - 52,853 \rightarrow R^2 = 1, \text{ si } 9,65 \leq x < 11,00 \end{array} \right.
 \end{array}$$

III.4.1.3. Cálculo de volumen de viruta geométrica en 5 ejes

En las operaciones de 5 ejes continuos, obtener los valores correspondientes al espesor de viruta, anchura de viruta y longitud de viruta puede ser un proceso complejo. Para solventar este problema, se ha propuesto un método geométrico que requiere el uso de software CAD. Este software es utilizado para implementar las trayectorias de mecanizado previamente calculadas mediante el algoritmo, con el fin de realizar la operación de acabado de doble flanco simultáneo con herramienta de forma sobre la geometría de engranaje seleccionada. Y, además, también es utilizado para obtener los valores de la sección de viruta necesarios para resolver el problema de fuerzas en el proceso de mecanizado. Cada trayectoria de mecanizado está compuesta por una serie de puntos (X, Y, Z) y vectores (i, j, k) , expresados mediante sus cosenos directores. El método geométrico se basa en obtener la sección de viruta en cada punto del programa de mecanizado de forma geométrica. En la Figura III-33.a se puede observar el proceso del cálculo geométrico de la viruta, para ello, se ha seleccionado el rotor macho simétrico (SM) con las dimensiones que se explican en la sección III.1.1 y en la que únicamente se ha dibujado uno de los 4 valles del propio engranaje. Por su parte, en Figura III-33.b se puede apreciar una curva azul que representa los puntos de la trayectoria y en la Figura III-33.c se pueden ver representados todos los vectores directores de la herramienta en cada uno de los puntos de la trayectoria. Por lo tanto, si se quiere calcular la sección de viruta en un punto cualquiera, esta resulta de la intersección geométrica entre la herramienta y pieza, como puede verse en la Figura III-33.d, obteniéndose la viruta que se muestra de color amarillo en la Figura III-33.e.

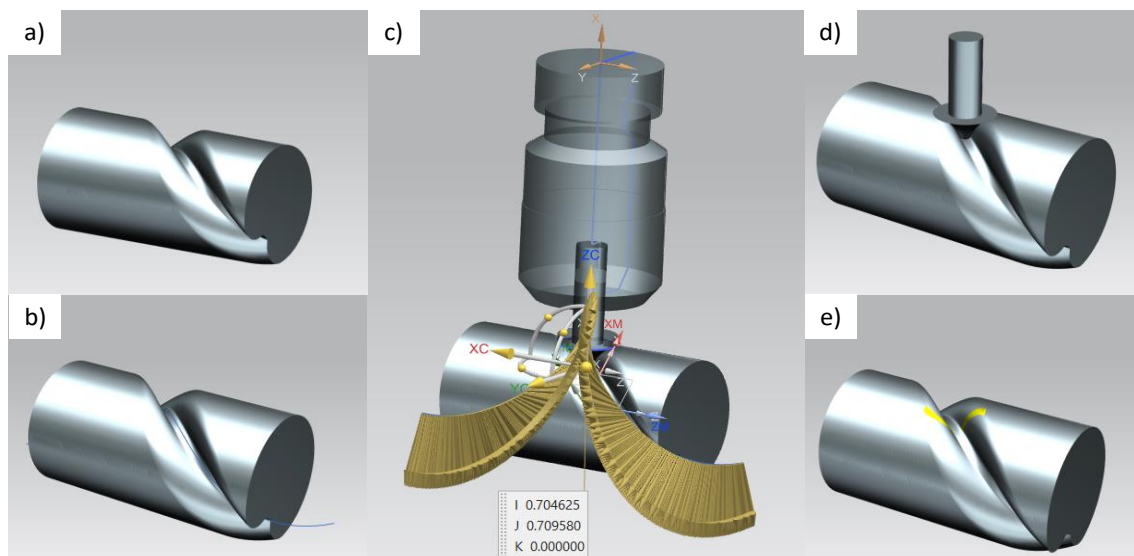


Figura III-33: a) Geometría de rotor macho simétrico seleccionada para el cálculo de viruta en piezas de geometría compleja y opciones de fresado de doble flanco, b) Trayectoria de los puntos de la operación de acabado, c) Vectores directores de la operación de acabado, d) Intersección entre la geometría de estudio y la herramienta de acabado y e) Viruta resultante de la operación de intersección en la posición intermedia del mecanizado.

De esta manera, aplicando la intersección y sustracción de cuerpos sólidos, es posible obtener la geometría de la viruta generada durante el proceso de mecanizado. Una vez obtenida la geometría, se exporta en formato stl al software de cálculo correspondiente, en este caso Matlab2021b®, donde se trabaja con la sección de la viruta para su discretización en múltiples elementos diferenciales. La viruta se corta longitudinalmente por planos perpendiculares y se realiza un barrido angular en cada plano de corte, lo que resulta en una serie de haces distribuidos según la distribución angular deseada. Los cortes perpendiculares determinan la longitud de la viruta, mientras que la intersección de los haces y la viruta proporciona información sobre la anchura de la viruta. Asimismo, toda esta información se almacena en una matriz como la que se muestra en la Figura III-34, en la que se registran el espesor de la viruta ($d\theta=tn$) en sus columnas y la longitud de la viruta ($dh=dS$) en sus filas.

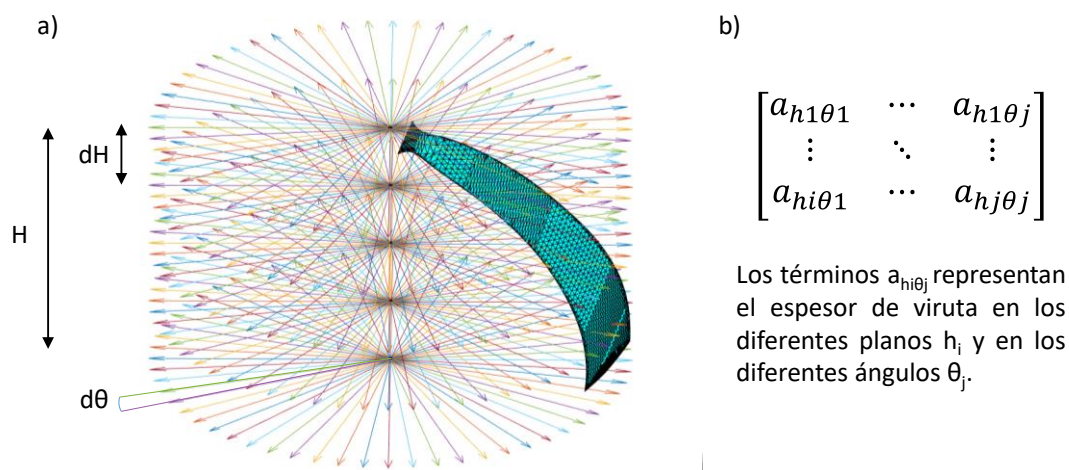


Figura III-34: a) representación gráfica del proceso de discretización de la sección de viruta y b) Matriz ejemplo de la sección de viruta.

III.4.1.4. Obtención de los coeficientes empíricos de corte

El modelo presentado en esta tesis pertenece al grupo de modelos empíricos, que utilizan coeficientes de corte calculados experimentalmente para estimar los esfuerzos de corte generados durante el proceso de mecanizado. Estos coeficientes dependen de diversas características que forman el binomio herramienta-material, como la geometría de herramienta, el material de la pieza, las condiciones de corte y la presencia o ausencia de fluidos de corte.

Hasta la fecha, los trabajos realizados en este campo presentan variaciones en cuanto al tipo de función matemática empleada para ajustar estos coeficientes. Estos pueden ser de tipo constante o polinómico de diferente orden. Debido a la fuerte dependencia de estos coeficientes en las características del proceso de mecanizado, no existe una recopilación completa de los mismos que pueda ser utilizada para aplicarlos a cada caso concreto.

En este trabajo, se ha elegido llevar a cabo la caracterización del binomio herramienta-material mediante un ajuste polinómico dependiente del espesor de viruta sin deformación (o de la posición z de cada elemento del filo) tal y como presentan (Altintas, 2001; Campa Gómez, 2010; Lamikiz Mentxaka, 2003; Salgado Garrido, 2005) en sus respectivos trabajos para estimar las fuerzas de herramientas de corte. El método implica realizar ensayos de corte para una combinación de herramienta-pieza, abarcando un rango de avances y de profundidades de corte.

Para ello, los coeficientes de corte se calculan de acuerdo a los fenómenos de cizalladura y rozamiento existente entre herramienta y pieza. En este caso, al tratarse de una herramienta de forma con granos abrasivos, se prevé que la componente radial tendrá una mayor incidencia, a diferencia de los procesos de fresado y torneado, ya que se asemeja más a un proceso de rectificado.

En este contexto, la fuerza de cizalladura se considera directamente proporcional a la sección de viruta sin deformar. Las fuerzas tangenciales, radiales y binormales debidas a la cizalladura se identifican con el subíndice "c", por lo que se representan como F_{tc} , F_{rc} y F_{ac} , respectivamente. Por su parte, la fuerza de rozamiento se considera directamente proporcional a la longitud de corte, correspondiente al elemento diferencial de filo que se está estudiando, dS . A su vez, las fuerzas de rozamiento representan con el subíndice "e", por lo que se representan como F_{te} , F_{re} y F_{ae} , respectivamente. La fuerza total resultante en cada dirección (tangencial, radial y binormal) será la suma de la fuerza debida tanto a la cizalladura como a la fuerza debida a la fricción.

Los métodos utilizados para obtener los coeficientes son similares a los descritos en la tesis de Francisco Campa [Campa, 2009], pero adaptados para el caso específico de una herramienta con geometría no convencional.

A continuación, se presenta un ejemplo específico del proceso de caracterización y cálculo de los coeficientes de corte. El ensayo se llevó a cabo en el centro de mecanizado Kondia HS1000 ubicado en el taller mecánico del Departamento de Ingeniería Mecánica de la Universidad del País Vasco (UPV/EHU). La máquina cuenta con un electrohusillo de 18 kW de potencia y una velocidad máxima de 24.000 rpm. Cabe destacar que disponer de una velocidad de rotación de la herramienta es importante, ya que se están empleando altas velocidades de giro en las herramientas.

Las fuerzas de corte han sido captadas con una mesa dinamométrica Kistler©9255B, posteriormente amplificadas mediante un amplificador de carga Kistler©5017B, después, han sido recogidas por un analizador OROS© y finalmente han sido tratadas mediante una aplicación de Matlab© desarrollada por compañeros del taller mecánico del Departamento de Ingeniería Mecánica de la UPV/EHU.

III.4.1.4.1. Cálculo de los coeficientes de corte AISI 1045

En primer lugar, para poder definir los coeficientes de corte del binomio herramienta-material, hay que definir cuáles van a ser ambos componentes. Para ello, el material de las piezas test a ensayar seleccionado fue el acero AISI 1045, cuyas propiedades se muestran en la Tabla III-10. A la hora de hacer estas piezas test de ensayos, se hicieron una serie de probetas en las que se mecanizaron los negativos de las herramientas dejando una serie de demasías diferente (0,1-0,2-0,3 mm) para 4 profundidades axiales diferentes, que estaban divididas en función del porcentaje de profundidad axial máximo (25%-50%-75%-100%), en la Figura III-35 se pueden ver las probetas del Demostrador III. Mientras que las herramientas que se caracterizaron fueron las 5 herramientas para cada uno de los demostradores, teniendo todas ellas las mismas características de material abrasivo, el cual se muestra en Tabla III-11.

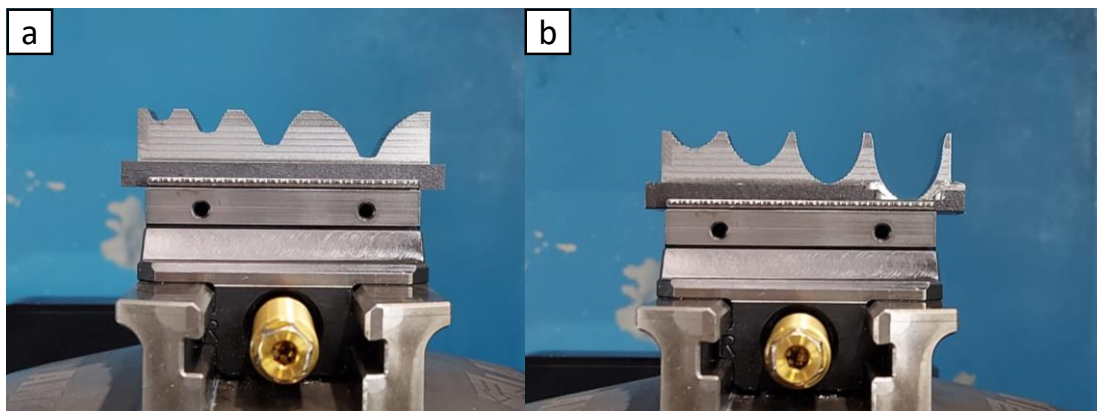


Figura III-35: Probetas de ensayos de caracterización de coeficientes de corte: a) Probeta del compresor de tornillo sin fin simétrico macho y b) Probeta del compresor de tornillo sin fin simétrico hembra.

Tabla III-10: Composición química y propiedades mecánicas del acero AISI 1045.

Composición química	C	Mg	P	S	Si	Cu	Fe
Porcentaje	0,45	0,75	0,04	0,05	0,19	0,15	98,37
Dureza	Límite elástico	Tensión de rotura	Alargamiento en rotura	Densidad	Calor específico	Conductividad térmica	
163 HB	483 MPa	785 MPa	12%	7,85 kg/m ³	486 J/(kg·K)	49,8 W/(m·K)	

Tabla III-11: Herramienta empleada en la consecución de los coeficientes de corte.

SK-16-20-1.2			
Diámetro	Longitud de corte	Tamaño abrasivo	Tipo de abrasivo
Según herramienta		300 μm	Diamante y CBN
			

Para realizar el proceso de caracterización del binomio herramienta-material, se llevaron a cabo 24 ensayos de mecanizado sobre las piezas test de la Figura III-35 de acero AISI 1045 para cada una de las herramientas. Los ensayos consistieron en un ranurado a 16.000 rpm utilizando las profundidades axiales y los avances que se muestran en la Tabla III-12. A partir de las señales de fuerza obtenidas durante estos ensayos, se determinaron los coeficientes del binomio herramienta-material. Es importante destacar que este tipo de ensayos experimentales son necesarios para poder obtener información precisa sobre las propiedades mecánicas y el comportamiento del material y la herramienta durante el proceso de mecanizado.

Tabla III-12: Ensayos de caracterización SK-16-20-1.2-AISI 1045.

	a_p [% a_{pmax}]	a_e [mm]	f [mm]	S [rpm]	V_f [mm/min]
Profundidad de pasada axial 100% a_{pmax}	100%	0,3	0,01250	16.000	200
	100%	0,3	0,00625	16.000	100
	100%	0,2	0,01250	16.000	200
	100%	0,2	0,00625	16.000	100
	100%	0,1	0,01250	16.000	200
	100%	0,1	0,00625	16.000	100
	a_p [% a_{pmax}]	a_e [mm]	f [mm]	S [rpm]	V_f [mm/min]
Profundidad de pasada axial 75% a_{pmax}	75%	0,3	0,01250	16.000	200
	75%	0,3	0,00625	16.000	100
	75%	0,2	0,01250	16.000	200
	75%	0,2	0,00625	16.000	100
	75%	0,1	0,01250	16.000	200
	75%	0,1	0,00625	16.000	100

	ap [% ap_{max}]	ae [mm]	f [mm]	S [rpm]	V_f [mm/min]
Profundidad de pasada axial 50% ap_{max}	50%	0,3	0,01250	16.000	200
	50%	0,3	0,00625	16.000	100
	50%	0,2	0,01250	16.000	200
	50%	0,2	0,00625	16.000	100
	50%	0,1	0,01250	16.000	200
	50%	0,1	0,00625	16.000	100
	ap [% ap_{max}]	ae [mm]	f [mm/rev]	S [rpm]	V_f [mm/min]
Profundidad de pasada axial 25% ap_{max}	25%	0,3	0,01250	16.000	200
	25%	0,3	0,00625	16.000	100
	25%	0,2	0,01250	16.000	200
	25%	0,2	0,00625	16.000	100
	25%	0,1	0,01250	16.000	200
	25%	0,1	0,00625	16.000	100

Una vez realizados estos ensayos, los coeficientes de corte que se obtuvieron se muestran en la Tabla III-13.

Tabla III-13: Coeficientes de caracterización herramientas de forma-AISI 1045.

Coeficientes experimentales	Demo II	Demo III.1	Demo III.2	Demo IV.1	Demos IV.2
	EE	SM	SF	NSM	NSF
K_{tc}	-314,35 N/mm ²	-718,81 N/mm ²	-546,57 N/mm ²	-718,81 N/mm ²	-546,57 N/mm ²
K_{rc}	-319,72 N/mm ²	-848,32 N/mm ²	-616,76 N/mm ²	-846,63 N/mm ²	-615,12 N/mm ²
K_{ac}	224,86 N/mm ²	288,98 N/mm ²	283,94 N/mm ²	297,64 N/mm ²	289,17 N/mm ²
K_{te}	-12,10 N/mm	-12,41 N/mm	-12,53 N/mm	-12,83 N/mm	-12,74 N/mm
K_{re}	-14,15 N/mm	-15,17 N/mm	-15,20 N/mm	-15,65 N/mm	15,45 N/mm
K_{ae}	5,83 N/mm	2,67 N/mm	3,95 N/mm	2,85 N/mm	4,11 N/mm

**Capítulo IV. Validación de la metodología integral
para la fabricación de componentes de geometría
compleja**

Capítulo IV. Validación de la metodología integral para la fabricación de componentes de geometría compleja

Este Capítulo presenta la validación de la metodología integral para la fabricación de componentes de geometría compleja mediante acabado de doble contacto con herramientas de forma de SAM. A su vez, se validarán también los modelos de cálculo de geometría óptima de herramienta y trayectorias de mecanizado mediante los valores de la desviación dimensional obtenida y el modelo de predicción de esfuerzos de corte mediante los valores registrados.

IV.1. Introducción

Como se ha mencionado con anterioridad en relación al mecanizado de los demostradores, la complejidad de estos componentes y la necesidad industrial de procesos productivos optimizados ha llevado a investigar nuevos procesos alternativos o complementarios al convencional. El proceso de fresado convencional consta de diferentes etapas: desbaste, semiacabado y acabado. En el caso de estudio, como son los engranajes, la etapa de desbaste se refiere a la etapa en la que se retira la mayor cantidad de material con una herramienta lo más cercana en diámetro posible al ancho mínimo de la cavidad interdental; la etapa de semiacabado puede ser bien un redesbaste con una herramienta de diámetro menos o un acabado vasto con el fin de eliminar los escalones de la anterior operación y dejar una superficie con demasía uniforme para la operación de acabado. La etapa de acabado se divide en ciertas zonas de la cavidad interdental, por un lado, están las caras de los dientes y por otro lado están tanto el fondo como los radios de redondeo del fondo.

En relación a las herramientas de corte, se emplearon herramientas convencionales tanto en la etapa de desbaste como en la de semiacabado de los demostradores. Mientras que para las operaciones de acabado mediante mecanizado de doble flanco de SAM se emplearon las herramientas fabricadas a medida en este trabajo. El uso de este tipo de operaciones en el acabado tiene como propósito reducir el tiempo de mecanizado y, a su vez, el coste también. Un aspecto a considerar de este tipo de operaciones son las condiciones extremas con problemas de lubricación, refrigeración y evacuación de virutas.

IV.2. Proceso de mecanizado de los Demostradores

A pesar de tratarse de 5 geometrías distintas de engranajes, cabe destacar que el proceso de fabricación de todos ellas ha sido muy similar, dado que los compresores de tornillo sin fin son geometrías muy similares, variando únicamente la forma de sus dientes y el número de los mismo. Eso sí, quizás el Demostrador II, debido a su diferencia geométrica, ha tenido diferentes operaciones que el resto de engranajes. Aun así, se pueden resumir las operaciones de mecanizado en las siguientes etapas: la primera etapa siempre ha sido la preparación del tocho inicial hasta dejarlo en las dimensiones requeridas; posteriormente, en la segunda etapa se ha realizado un desbaste general de todas las cavidades interdentales mediante fresas planas, a su vez, también se han realizado redesbastes con fresas de menor diámetro; la tercera etapa ha sido el semiacabado de las superficies mediante una fresa de bola para dejar una demasía constante a lo largo de todas las cavidades interdentales; y finalmente, se han terminado las caras mediante las herramientas de SAM.

Cabe resaltar de nuevo lo que es el SAM, algo que se puede definir como un proceso de rectificado a velocidades de mecanizado. Esto es, una operación con condiciones cercanas a las del fresado, pero que otorga unos resultados como el rectificado, haciendo de él un proceso muy versátil. Sin embargo, una de las principales limitaciones que presenta este proceso es la exigencia de equipamiento de husillos de alta velocidad (60.000-90.000 rpm) para un rendimiento óptimo; lo que hace que este proceso sea inalcanzable para la mayoría de los centros de mecanizado actuales cuya capacidad de velocidad de giro de los husillos es inferior a 24.000 rpm.

A continuación, se mostrarán detalladamente todas las operaciones de mecanizado de los demostradores, aunque previamente se mostrará el equipamiento empleado para hacer los ensayos además del material empleado. Cabe destacar, que, en el caso de los compresores de tornillo sin fin, únicamente se mostrará el proceso de fabricación del compresor macho simétrico (Demostrador III.1), ya que en el resto de demostradores III y IV las operaciones son análogas, pero para diferentes geometrías.

IV.2.1. Descripción del equipamiento

El equipo utilizado durante los ensayos de los demostradores se describe a lo largo de esta sección. En cuanto a la máquina empleada para realizar los ensayos de SAM, de manera resumida, cuenta con las siguientes características: la máquina empleada es un centro de mecanizado convencional de 5 ejes Kondia HS1000, los ejes lineales X y Z se encuentran en el


husillo, mientras que el eje lineal Y y los ejes rotativos B y C se encuentran en la propia mesa; la capacidad del husillo es de 24.000 rpm y; las demás características principales de la máquina se muestran en la Tabla IV-1.

Tabla IV-1: Parámetros y características de la fresadora de 5 ejes Kondia HS1000.

Nombre y modelo	Kondia HS1000	
Tipo	Fresadora 5 ejes	
Control numérico	Heidenhain	
Ancho de la mesa	1000 mm	
Longitud de la mesa	600 mm	
Rango eje Z	510 mm	
Rango eje B	-15°/+135°	
Velocidad ejes lineales	20 m/min	
Husillo principal	24000 rpm	
Herramientas	HSK63	
Par máximo del eje principal	60 Nm	
Potencia del motor principal	18 kW	
Tipo de refrigeración	Taladrina, MQL.	

En cuanto a las mediciones de rugosidad de la superficie, se empleó el microscopio confocal Leica®DCM 3D. Cabe resaltar que debido a las características geométricas de la pieza no es posible realizar la medida sobre la propia pieza, por lo que se emplearon unas resinas de la empresa PLASTIFORM®, mediante las cuales se extrajo el negativo de los dientes de los engranajes y se midió sobre ello la rugosidad. Se decidió emplear este método debido a que la solidificación no causa una reducción de volumen de la resina. Además, el fabricante asegura precisión de una micra en la reproducción de todos los detalles. A eso hay que sumarle que las muestras de resina solidificada tienen una gran memoria de forma, durabilidad, resistencia al agua y tratamientos físicos y químicos, pudiéndose utilizar en cualquier tipo de superficie (madera, PVC, metales aleaciones...) y no es tóxico ni contaminante, por lo que no perjudica a los trabajadores ni al medio ambiente. Concretamente se eligió la resina F65 de esta empresa para sacar los negativos de los dientes. Sobre ella se realizaron las medidas topográficas pertinentes para el análisis superficial de las caras de las cavidades interdentes de los engranajes.

Tabla IV-2 Parámetros del microscopio confocal Leica®DCM 3D

Nombre y modelo	Leica®DCM 3D	
Zoom	5x – 10x – 20x – 50x – 150x	
Recorrido eje X	100 mm	
Recorrido eje Y	300 mm	
Recorrido eje Z	40 mm	
Precisión	~0,1 μm	

IV.2.2. Material

En cuanto al material empleado para hacer los demostradores, empleó el mismo material para todos los demostradores, siendo este el acero AISI 1045, como ya se ha mencionado a lo largo del documento.

El acero AISI 1045 es un material muy empleado en la fabricación de engranajes, el cual ofrece una buena resistencia, dureza y tenacidad después del tratamiento térmico de acuerdo con los requisitos de uso y, además, la superficie es resistente al desgaste y el núcleo tiene buena tenacidad y resistencia al impacto. Estas características hacen de este acero una buena elección para su empleo en engranajes del siguiente tipo: engranaje reductor de máquina de laminación grande, engranaje de espiga, engranaje de bastidor, eje de engranaje de transmisión de cinta transportadora grande, engranaje cónico, engranaje de transmisión de caja de transmisión de excavadora, engranaje de caja de transmisión de cizalla de fondo de pozo, engranaje de tanque, etc. La composición química y las propiedades tanto mecánicas como físicas se pueden ver en la Tabla IV-3.

Tabla IV-3: Composición química del acero AISI 1045.

Composición	C	Mg	P	S	Si	Cu	Fe
Porcentaje	0,45	0,75	0,04	0,05	0,19	0,15	98,37

Tabla IV-4: Propiedades mecánicas del acero AISI 1045.

Dureza	Límite elástico	Tensión de rotura	Alargamiento en rotura	Densidad	Calor específico	Conductividad térmica
163 HB	483 MPa	785 MPa	12%	7,85 kg/m ³	486 J/(kg·K)	49,8 W/(m·K)

IV.2.3. Demostrador I: Componente alabeado de blisk

El proceso de mecanizado del demostrador I se divide en 3 etapas diferentes. La primera de ellas es el desbaste a partir de un tocho cuadrado de dimensiones 50x60x80, posteriormente está la etapa de semiacabado en la que se deja una demasía contacte sobre la superficie del álabe y finalmente está etapa de acabado mediante herramienta de forma. A diferencia de los siguientes demostradores, en este demostrador la operación de acabado fue una operación de flanco simple mediante herramienta de forma, por lo que únicamente se mecanizó un álabe.

El proceso de fabricación del Demostrador I, al igual que en el caso del resto de demostradores, se ha programado para el centro de mecanizado Kondia HS1000, ya que dispone de 5 ejes. Este aspecto facilita las operaciones de semiacabado y acabado, ya que estas se realizan mediante interpolación de 5 ejes continuos. En este caso, no hizo falta ningún utillaje intermedio para unir la pieza al plato divisor, ya que se partió de un tocho cuadrado, el cual se amarró directamente a la mordaza. La primera operación que se realizó fue un desbaste agresivo con un plato de fresar de 4 dientes, mediante el cual se mecanizó mediante una operación de 3 ejes en la que la demasía definida fue de 0,5 mm. No obstante, debido a la geometría curva del propio álabe, mediante el análisis dimensional teórico se apreció una demasía cercana a los 2 milímetros y medio en la zona inferior derecha, como se puede ver en la Figura IV-1.

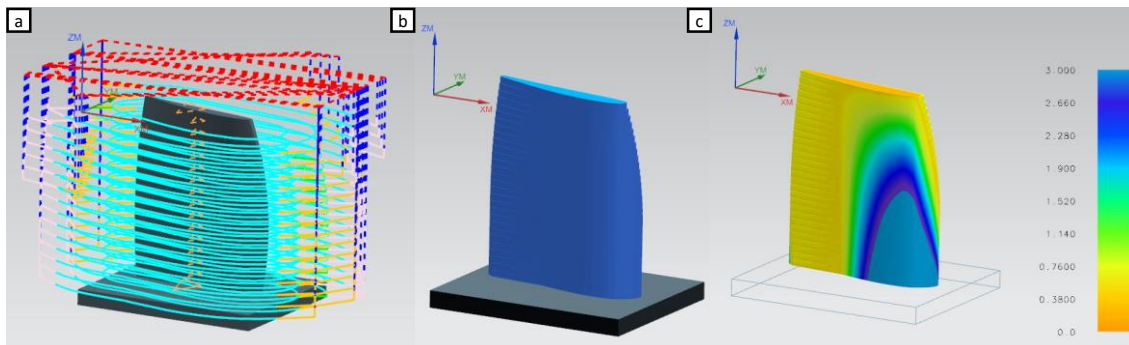


Figura IV-1: Operación de desbaste del Demostrador I: a) Trayectorias de mecanizado, b) Geometría resultante de la operación y c) Análisis dimensional tras la operación de desbaste.

Una vez obtenida una geometría más cercana a la pieza final se realizó la operación de semiacabado, que constó de una serie de operaciones de copiado de bola de la superficie del álabe con distintas demasías para ir aproximándose a la geometría final del demostrador; empezando en 2,5 mm de demasía y terminando en 0,1 mm. Cantidad de material que posteriormente se retiró en la operación de acabado con la herramienta de forma. En la Figura

IV-2 se puede ver las trayectorias de semiacabado, el análisis tanto dimensional como la verificación virtual.

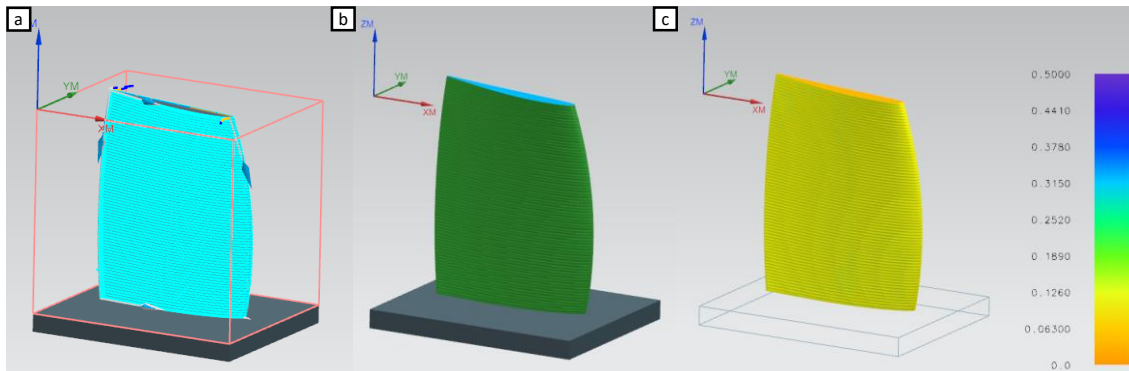


Figura IV-2: Operación de semiacabado del Demostrador I: a) Trayectorias de mecanizado, b) Geometría resultante de la operación y c) Análisis dimensional tras la operación de semiacabado.

Finalmente, se programaron las 2 trayectorias de mecanizado calculadas mediante el algoritmo matemático y particularizadas para el caso del Demostrador I. Obteniéndose así las líneas del código CNC necesarias para acabar la superficie del álabe mediante la herramienta de forma también calculada. Los resultados que se obtuvieron se pueden ver en la Figura IV-3.

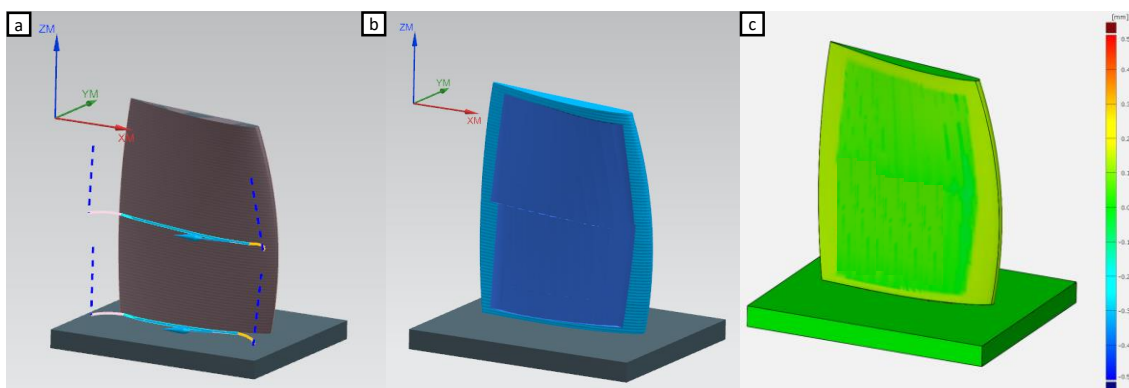


Figura IV-3: Operación de acabado con herramienta de forma de SAM del Demostrador I: a) Trayectorias de mecanizado, b) Geometría resultante de la operación y c) Análisis dimensional tras la operación de semiacabado.

IV.2.4. Demostrador II: Engranaje Espirocónico

El proceso de mecanizado del Demostrador II se puede dividir en dos grandes partes, la primera de ellas está relacionada con todas las operaciones que no tienen que ver con los propios dientes del engranaje, esto es, está relacionada con la geometría externa del engranaje, y, la segunda está relacionada con los dientes. A su vez, la primera parte se divide en operaciones de desbaste y acabado, mientras que en la segunda también hay etapas de semiacabado, ya que el acabado de los dientes tiene que ser más preciso para un buen funcionamiento del engranaje. En la Figura IV-4 se puede ver de manera esquemática cómo

fue evolucionando el engranaje: a) tocho inicial de partida, b) estado del engranaje una vez terminadas las operaciones relativas a la geometría externa, c) estado del engranaje una vez terminadas las operaciones relativas a la geometría interna y d) estado del engranaje una vez terminados los dientes.

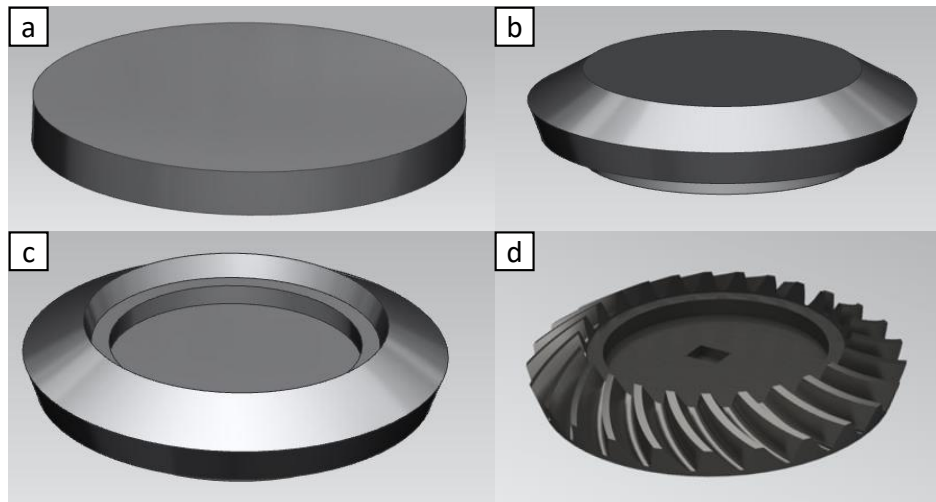


Figura IV-4 Evolución del estado del engranaje tras las distintas operaciones de mecanizado.

La manera en la que se dispuso el tocho inicial en la máquina para poder hacer las operaciones de mecanizado es la que se muestra en la Figura IV-5. Se empleó un utillaje intermedio en el que se atornilló el tocho inicial y este utillaje se amarró al plato cuna de la máquina HS1000. Las dimensiones y geometría del útil se pueden ver en la Figura IV-6.

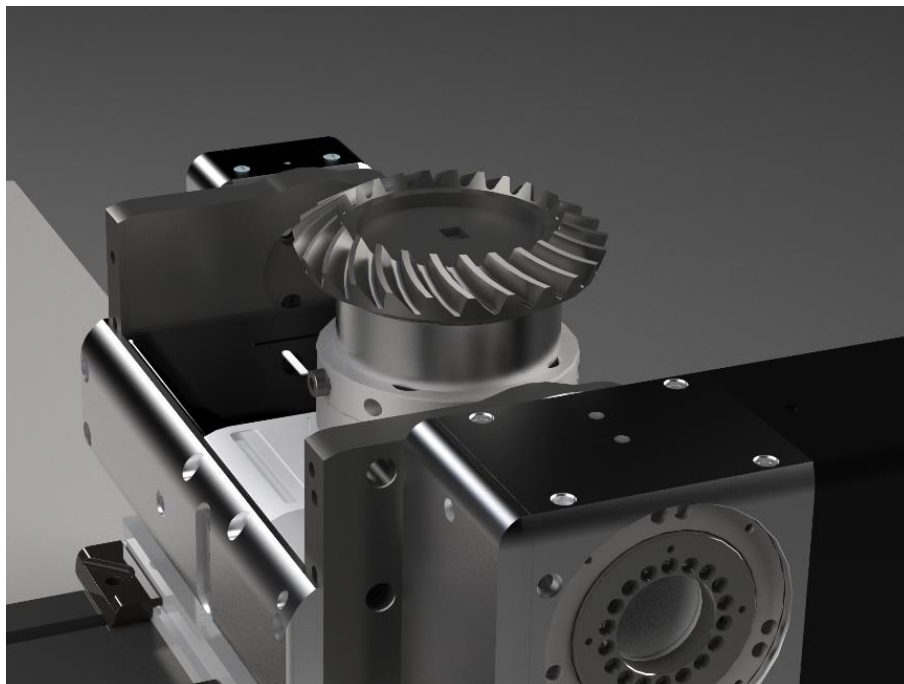


Figura IV-5 Disposición de la configuración del Demostrador II durante el mecanizado.

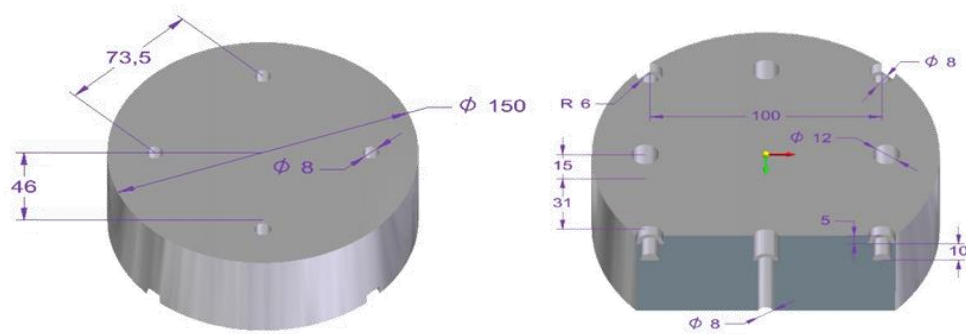


Figura IV-6 Utillaje intermedio de amarre del Demostrador II.

En primer lugar, se realizó una operación de desbaste externa del engranaje para quitar el máximo de material posible y dejar una geometría externa aproximada en cuanto a la cara inclinada superior exterior del engranaje, como se puede ver en la Figura IV-7. Para ello, se empleó una herramienta de plaquitas para hacer de la operación una operación más productiva, ya que cuanto mayor es el número de plaquitas, mayor es el avance.

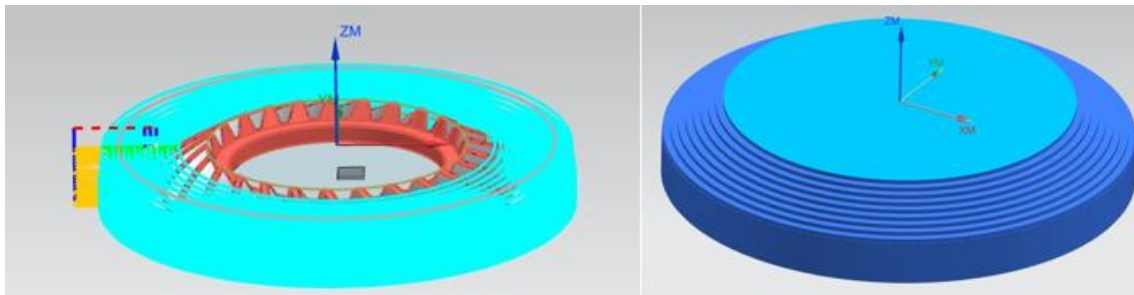


Figura IV-7 Trayectorias y bruto resultante de la operación de desbaste exterior de la cara inclinada superior.

Después se procedió a desbastar la cara inclinada exterior inferior del engranaje, para lo cual hubo que programar la operación en 3+2 ejes, dándole una inclinación a las trayectorias de mecanizado, ya que sino la herramienta no hubiera podido llegar a mecanizar dicha zona (Figura IV-8). En esta operación, como la cantidad de material a mecanizar era menor, en vez de usar un plato de desbaste, se empleó una herramienta de diámetro 6 mm de cuatro filos.

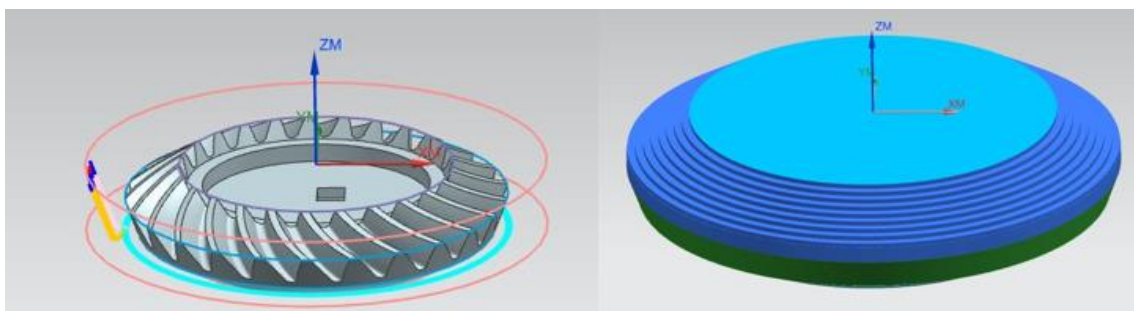


Figura IV-8 Trayectorias y bruto resultante de la operación de desbaste exterior de la cara inclinada inferior.

Finalmente, se acabaron tanto la cara inclinada superior como inferior externa mediante una herramienta cónica de grandes dimensiones. Se programó una operación de *flank milling* en 3+2 ejes para acabar de una sola pasada cada cara, dotando al engranaje de un acabado continuo (Figura IV-9). Una vez finalizadas estas operaciones, se tiene como bruto resultante la imagen b) de la Figura IV-4.

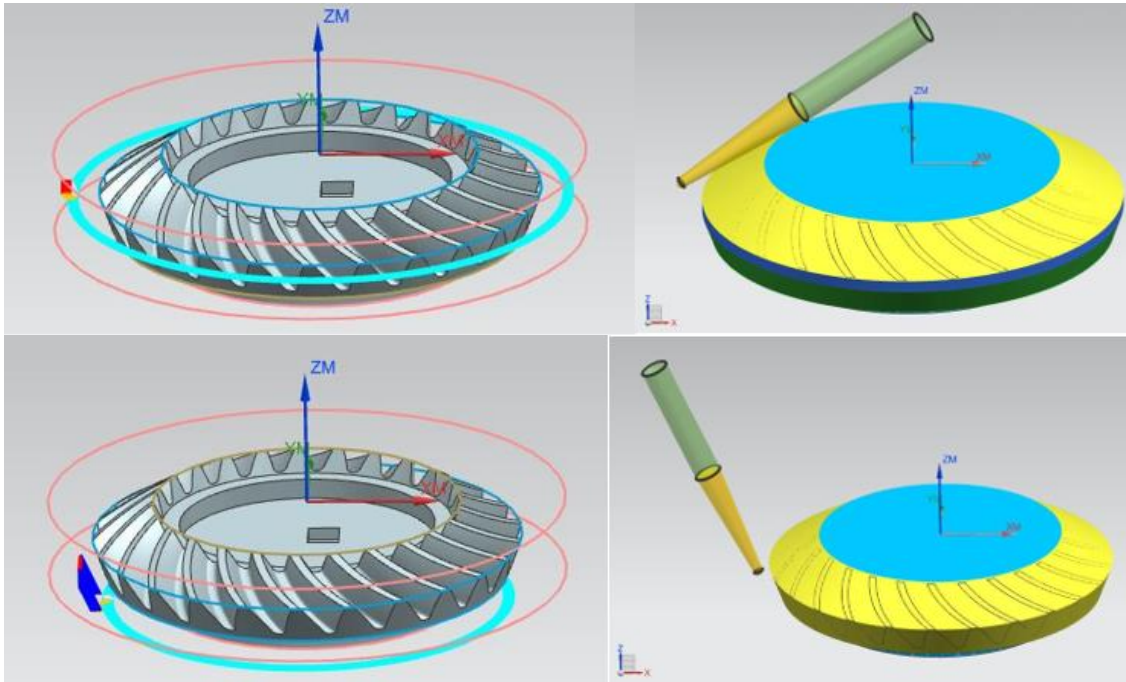


Figura IV-9 Trayectorias y bruto resultante de las operaciones de acabado exterior de las caras inclinadas.

Una vez terminada con la geometría externa del engranaje, se procedió con la geometría interna del mismo. El proceso fue bastante similar, en primer lugar, se realizó un desbaste interior con el plato de desbaste para quitar la mayoría de material de forma más rápida posible (Figura IV-10). En este caso, cabe resaltar que las entradas de la herramienta se programaron de forma helicoidal, ya que es una entrada menos agresiva que en *plunge*. Se dejó una demasía de 0,5 mm tanto en las paredes como en los suelos.

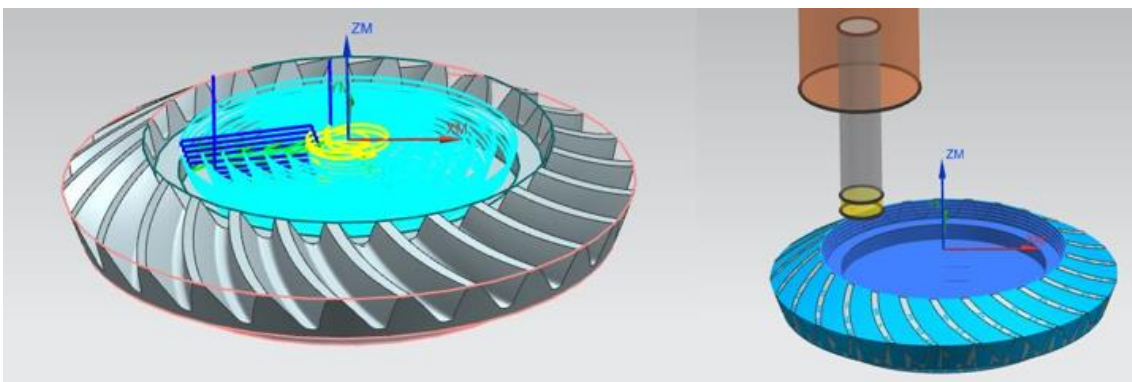


Figura IV-10 Trayectorias y bruto resultante de la operación de desbaste interior.

Posteriormente se acabaron las dos caras planas de los suelos de fondo, al igual que la pared vertical de uno de ellos. Se empleó una herramienta de diámetro 12 mm de cuatro filos fabricada para acabados. Las estrategias de mecanizado que se programaron fueron de seguir al contorno de la pieza, por lo que fueron trayectorias circulares concéntricas hasta acabar dichas caras (Figura IV-11).

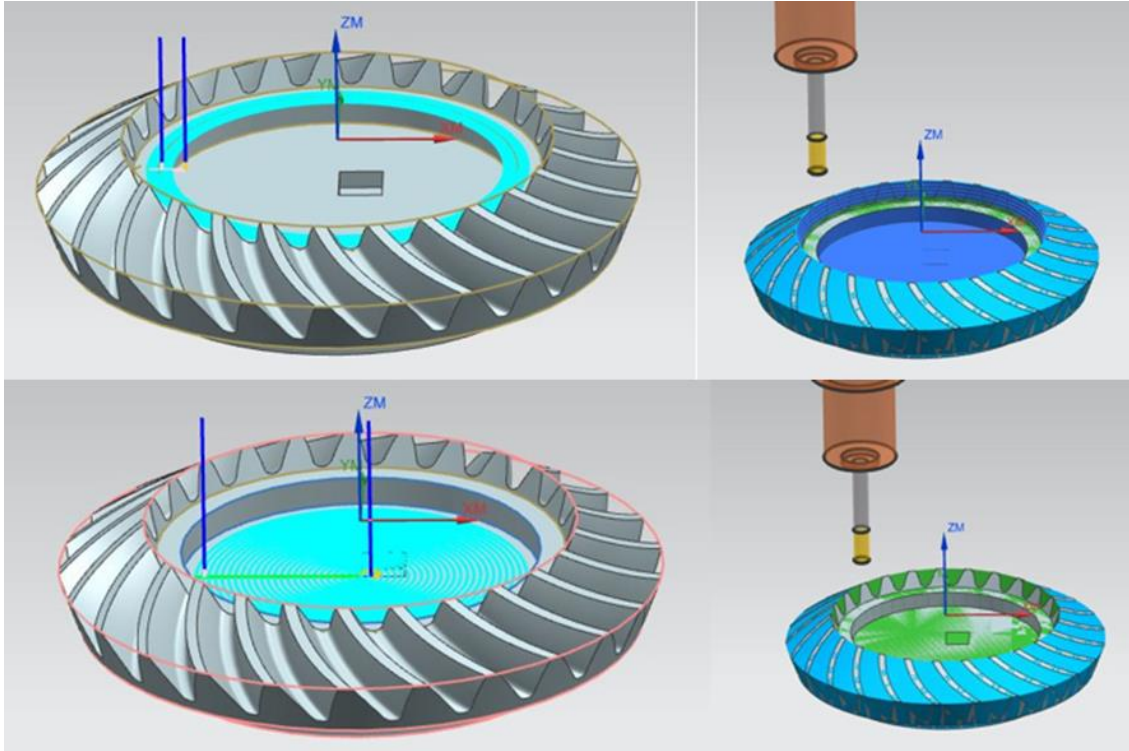


Figura IV-11 Trayectorias y bruto resultante de las operaciones de acabado interiores de los suelos.

Para terminar con esta segunda etapa, se programó la operación de acabado de la cara interna inclinada, al igual que las otras mediante una operación de 3+2 ejes, pero a diferencia de ellas, esta vez se empleó una fresa frontal, ya que la herramienta cónica tiene un redondeo en la punta, el cual no habría dejado la geometría deseada en la parte inferior de la cara.

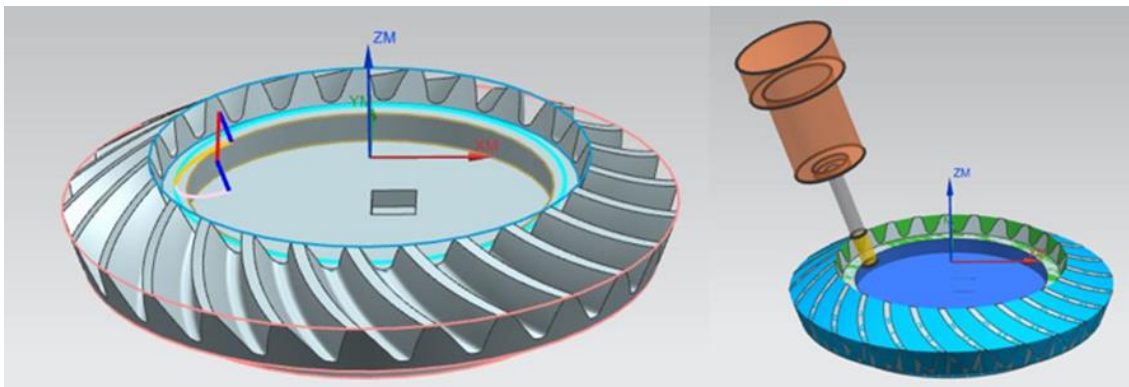


Figura IV-12 Trayectorias y bruto resultante de la operación de acabado de la cara inclinada interior.

Una vez finalizadas estas operaciones, se tiene como bruto resultante la imagen c) de la Figura IV-4. Además, los resultado de las sucesivas etapas de mecanizado para la preparación del engranaje espirocónico se muestran en la Figura IV-13.



Figura IV-13: Proceso de preparación del tocho para el engranaje espirocónico: a) Planeado de la cara superior, b) Mecanizado de la cara cónica superior, c) Mecanizado de la cara cónica inferior y d) Mecanizado y acabado de cavidad circular central.

Una vez se tiene la geometría tanto externa como interna acabadas, se procedió a mecanizar una cajera de referencia para poder tener una posición espacial desde la cual poder orientar el engranaje en caso de querer hacer nuevas pruebas o mediciones, en caso de soltar el demostrador de la máquina durante el proceso de mecanizado. Las operaciones consistieron en un desbaste y acabado de la propia cajera de dimensiones 20x15x6 mm (Figura IV-14).

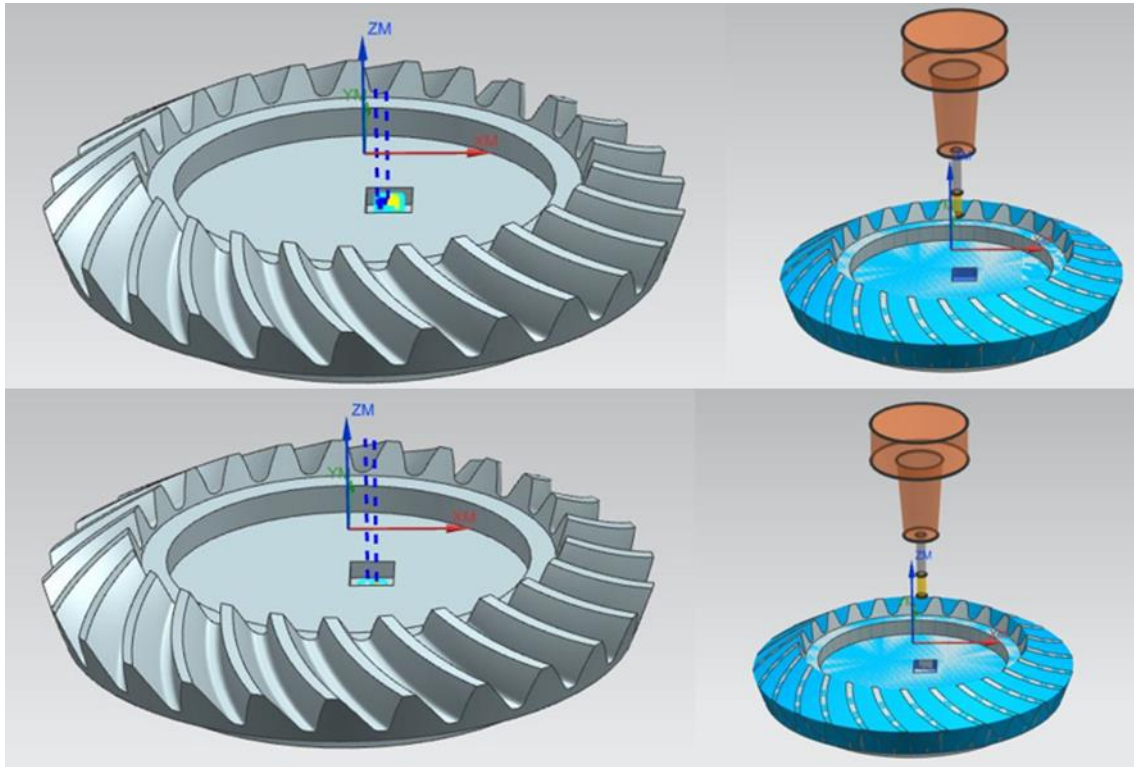


Figura IV-14 Trayectorias y bruto resultante de las operaciones de mecanizado de la caja de referencia.

Por último, se procedió a realizar las operaciones de mecanizado relativas al mecanizado de las cavidades interdientes del engranaje. Estas operaciones se diferenciaron en 3 etapas distintas, que a su vez se diferencian en 2 procesos, ya que el desbaste fue el mismo, pero en el semiacabado se hizo de 2 maneras distintas, con SAM y mediante copiado de bola.

En primer lugar, se realizó una operación de desbaste de las 25 cavidades interdientes con una fresa de diámetro 4 mm (Figura IV-15). Se decidió emplear una estrategia trocoidal de desbaste para ahorrar tiempo y distribuir mejor las fuerzas y temperaturas a lo largo de todo el filo de corte. Debido al tamaño pequeño de las cavidades y, por ende, de la herramienta también, se tuvo que programar todo el desbaste con una pasada axial de 1 mm y una pasada radial del 50%. Siendo esta la operación que más duró de todas hasta el momento.

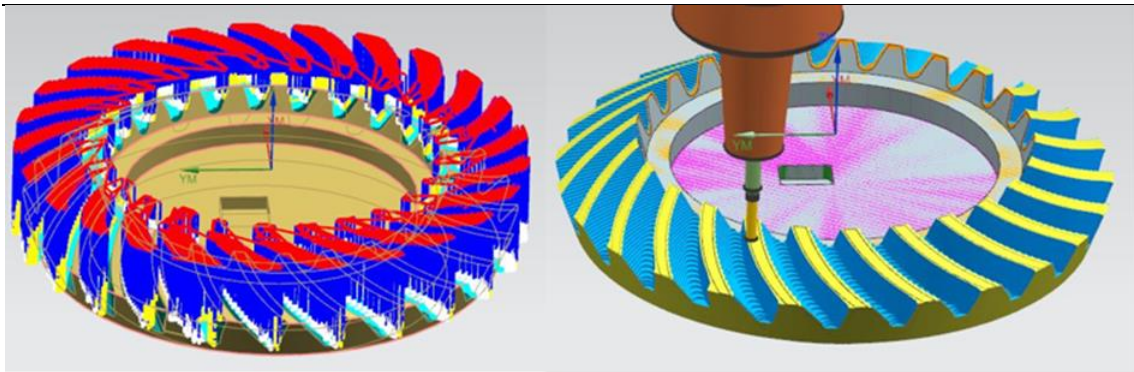


Figura IV-15 Trayectorias y bruto resultante de la operación de desbaste de las cavidades interdentales.

Dentro de la etapa de semiacabado y acabado, como se ha dicho con anterioridad, hubo 2 maneras de proceder. Por un lado, hubo una serie de dientes que se hicieron mediante mecanizado tradicional por copiado de bola, haciendo esta operación en 2 operaciones distintas (Figura IV-16), una para la cara de la izquierda y otra para la de la derecha; mientras que, por otro lado, se realizó directamente la estrategia de mecanizado de doble flanco mediante SAM sobre ambas caras de la cavidad, dando por acabado la superficie con unas condiciones de corte de 16.000 rpm y un avance de 500 mm/min.

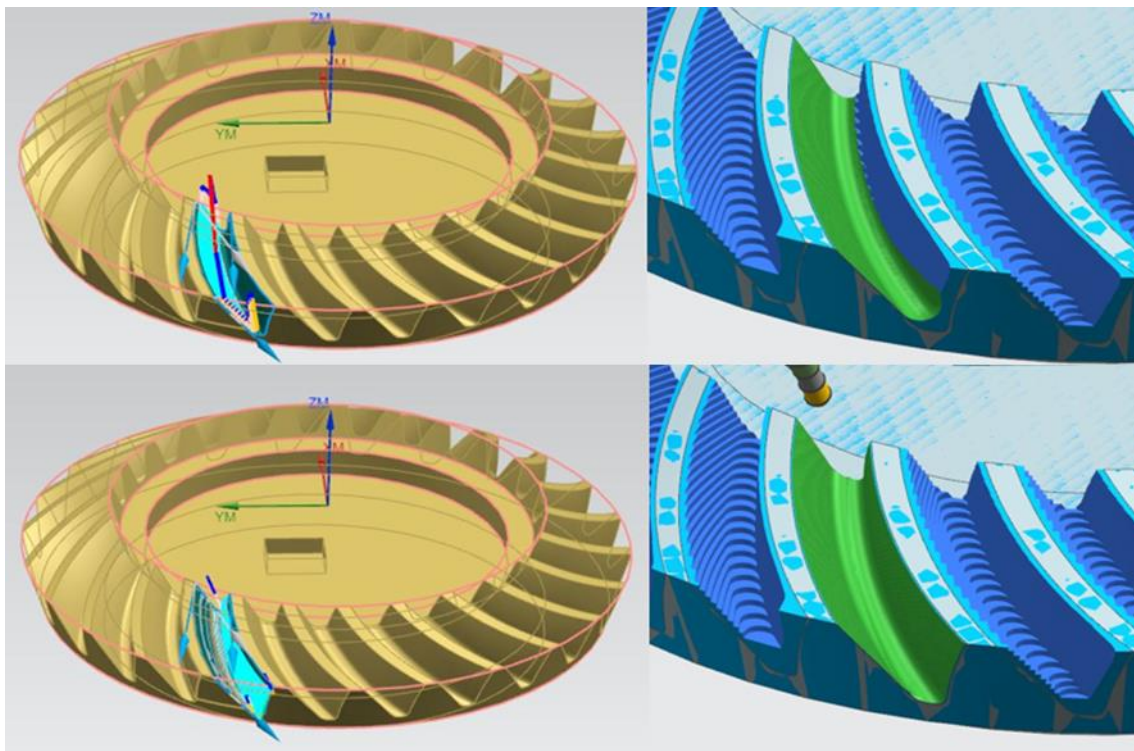


Figura IV-16 Trayectorias y bruto resultante de la operación de semiacabado por copiado de bola.

Finalmente, en los dientes mecanizados mediante fresado tradicional, se les hizo las operaciones de acabado mediante copiado de bola pertinentes para dejarlos a las dimensiones establecidas por el CAD (Figura IV-17) con un paso más fino que en la etapa de semiacabado.

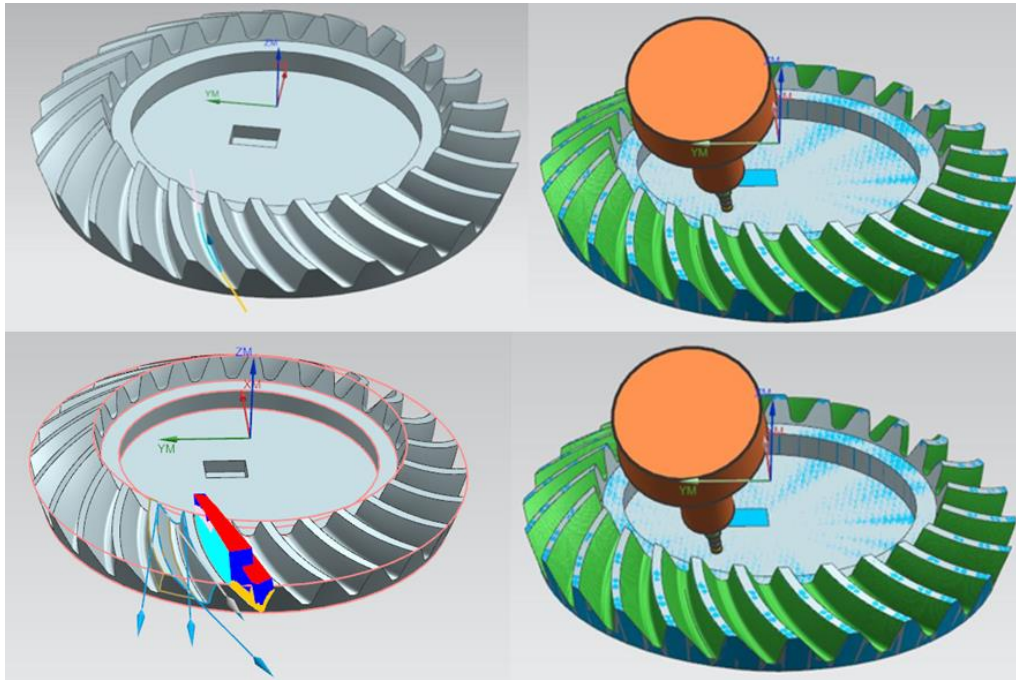


Figura IV-17 Trayectorias y bruto resultante de la operación de acabado de SAM (superior) y de acabado por copiado de bola (inferior).

Como resumen de las operaciones relativas a las cavidades interdentes, en la Figura IV-18 se muestra la pieza en sucesivas etapas después de cada una de las operaciones para ver su evolución.

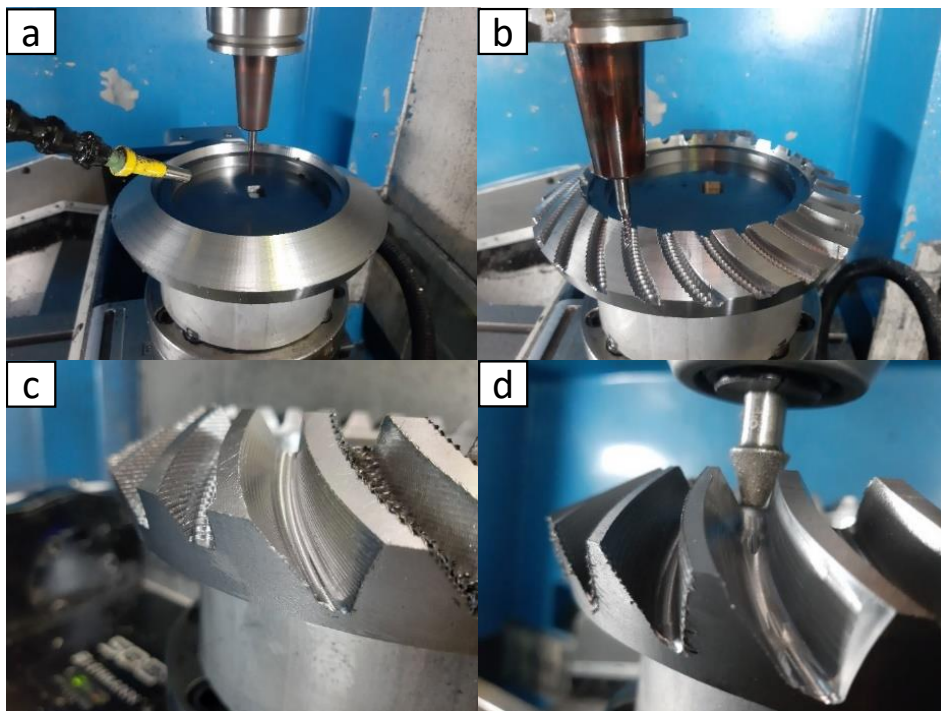


Figura IV-18: Proceso de mecanizado de las cavidades interdentes: a) Mecanizado de caja de referencia, b) Desbaste de las cavidades interdentes, c) Semiacabado de las cavidades interdentes y d) Acabado bitangencial mediante herramienta de forma de SAM.

IV.2.5. Demostrador III y IV: Compresores de tornillo sin fin

Como ya se ha dicho al principio de este capítulo, para ejemplificar las operaciones de mecanizado de los Demostradores III y IV, se ha tomado como ejemplo el caso del compresor de tornillo sin fin simétrico macho. Ya que las geometrías de los 4 demostradores son muy similares. Dichas geometrías se pueden ver en la Figura IV-19, en donde se muestra cada uno de los compresores de tornillo sin fin junto con su herramienta de forma en una posición central de la pasada de acabado de doble flanco mediante SAM.

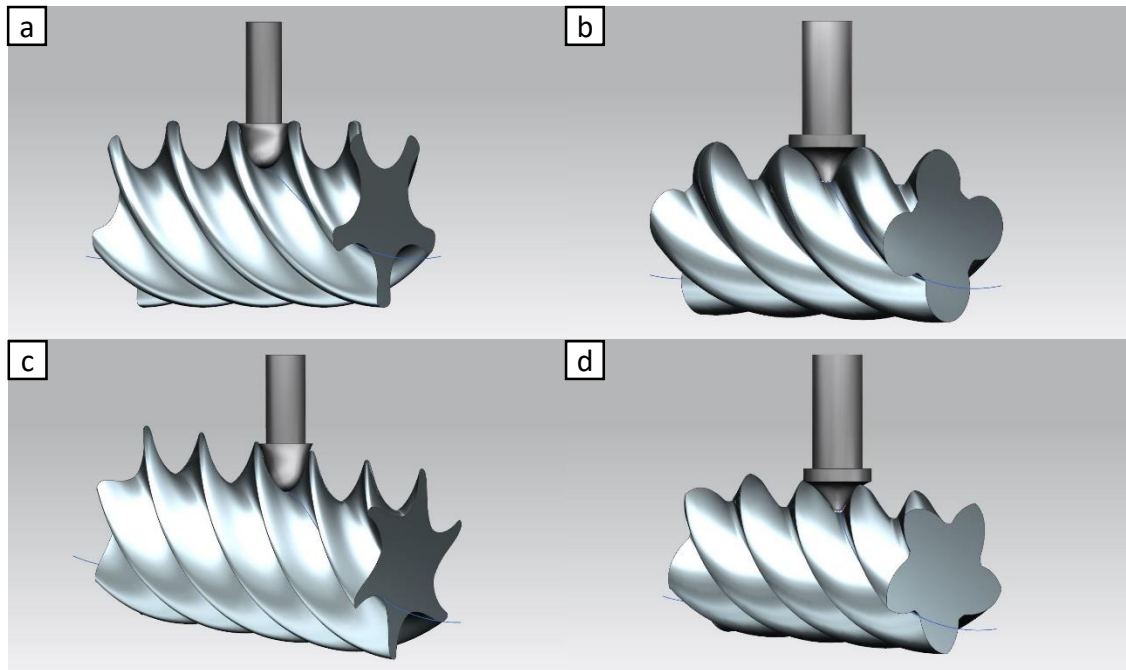


Figura IV-19 Trayectorias de acabado por SAM de los compresores de tornillo sin fin: a) Compresor hembra simétrico, b) Compresor macho simétrico, c) Compresor hembra no simétrico y d) Compresor macho no simétrico.

En primer lugar, para la fabricación de estos componentes se partió de una barra cilíndrica de acero AISI 1045 de diámetro 100 mm y se desbastó en el torno de control numérico hasta el diámetro superior de cada uno de los engranajes. Obteniendo así 4 tochos de distintos diámetros, pero de la misma longitud, 185 mm en este caso. Además, dentro de esta fase de preparación, también se cilindró uno de los extremos de la barra hasta un diámetro de 35 mm. En dicho extremo se realizaron 3 agujeros roscados ciegos mediante los cuales se unió la pieza al utillaje intermedio, el cual iba anclado al plato cuna de la máquina. Esta unión atornillada garantiza una mayor rigidez que el uso de una mordaza de garras de marcado, ya que el voladizo de esta pieza demostrador es muy elevado en proporción a su esbeltez. Una vez preparado el tocho inicial y atornillado al utillaje intermedia auxiliar, se fijó dentro de la máquina y se tomó como sistema de referencia la cara superior y el eje del cilindro como punto de referencia. En la Figura IV-20 se muestra la disposición del mismo.



Figura IV-20: Disposición del tocho inicial de partida del compresor de tornillo sin fin macho simétrico.

Como primera etapa de mecanizado, se desbastaron las cavidades interdentes de manera progresiva en 8 operaciones distintas, esto es, se emplearon operaciones de desbaste de 3+2 ejes. En las que inicialmente se posicionaron los ejes rotativos B y C en 90° y 45° respectivamente, y operación a operación se fue rotando el eje C 45° , hasta completar la vuelta entera. Para ello, debido a las dimensiones estrechas de las cavidades interdentes, se empleó una fresa plana de 3 filos de diámetro 8 mm con capacidad de corte al centro, y fue removiendo el material en profundidades axiales de 1 mm realizando ranuras. En la Figura IV-21 se puede ver por un lado la estrategia de corte y por otro el resultado de 1 de las operaciones de desbaste.

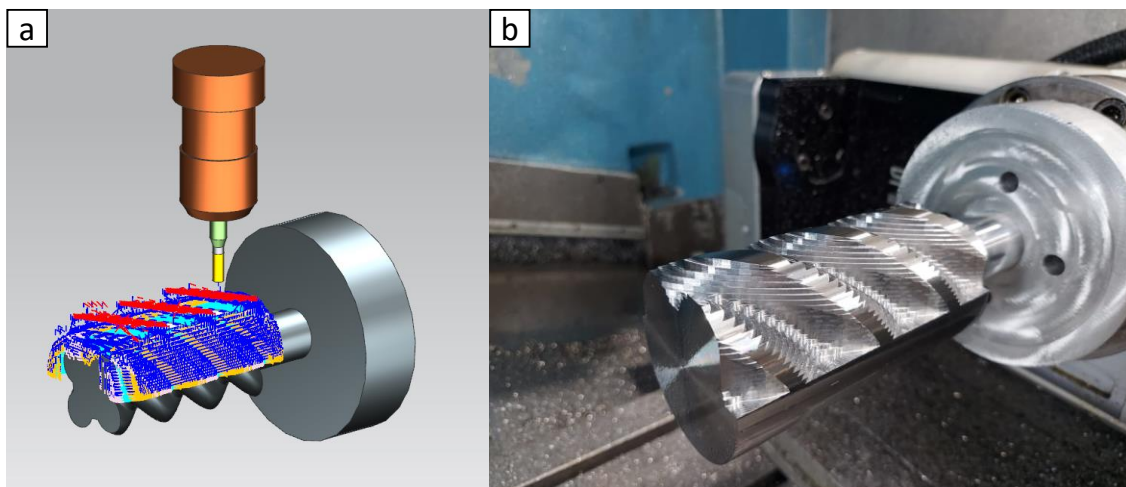


Figura IV-21: Operación de desbaste en 3+2 ejes: (a) Trayectorias de mecanizado y (b) Resultado de la operación.

Una vez desbastada la mayor cantidad de material posible con la herramienta de diámetro 8 mm, se procedió a realizar una operación de redesbaste con una herramienta de menor diámetro de la misma familia, esto es, una herramienta plana de 3 filos de 4 mm de diámetro. Al igual que en la operación de desbaste, esta operación de redesbaste se realizó mediante operaciones de 3+2 ejes en las que se fue rotando incrementalmente el valor del eje C, desde los 45° hasta los 0°. A diferencia con las anteriores operaciones, debido al menor diámetro de la fresa, la profundidad axial en las operaciones de redesbaste fue de 0,5 mm, pudiendo así retirar material que la anterior herramienta no había sido capaz. En la Figura IV-22 se puede ver por un lado la estrategia de corte y por otro el resultado de 1 de las operaciones de redesbaste.

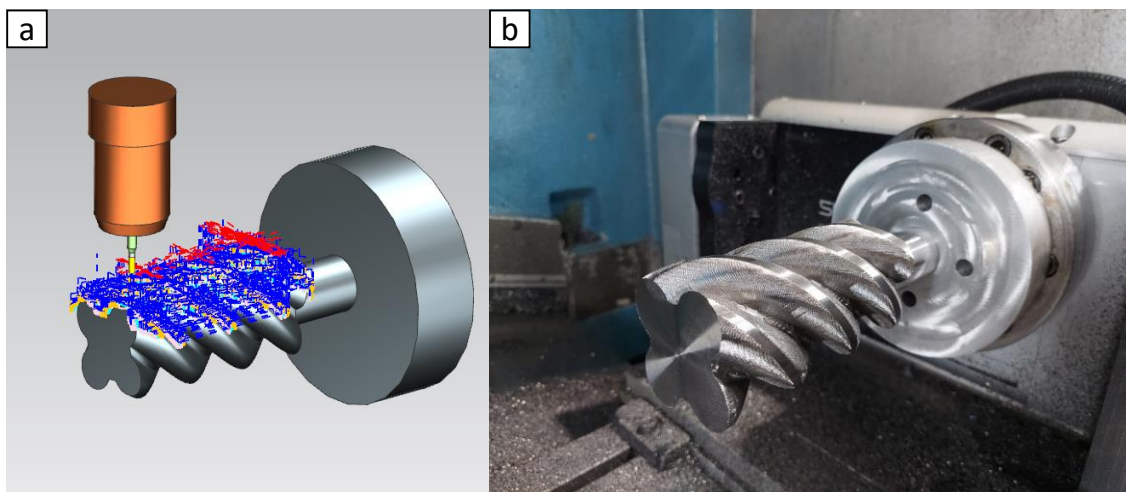


Figura IV-22: Operación de redesbaste en 3+2 ejes: (a) Trayectorias de mecanizado y (b) Resultado de la operación.

Una vez finalizada la etapa de desbaste de las cavidades interdentes, se procedió con la etapa de semiacabado de las mismas. En esta fase, se realizó un copiado mediante fresa de bola con el objetivo de reducir las creces de mecanizado y dejar una demasía uniforme a lo largo de toda la superficie. Para ello, se empleó una fresa de bola de diámetro 6 mm con 4 filos. En este caso, y como se quería realizar distintas pruebas de mecanizado con SAM posteriormente, se dejaron distintas demasías comprendidas entre los valores de 0,10 mm y 0,30 mm. Cabe destacar que, debido a la gran curvatura de la propia pieza, estas operaciones de semiacabado se realizaron en distintas operaciones, abarcando cada una de ellas una porción de un sexto del valle, con lo que, en el caso de compresor de tornillo sin fin macho simétrico, se realizaron 24 operaciones cortas de semiacabado. Esto se puede ver en la Figura IV-23.

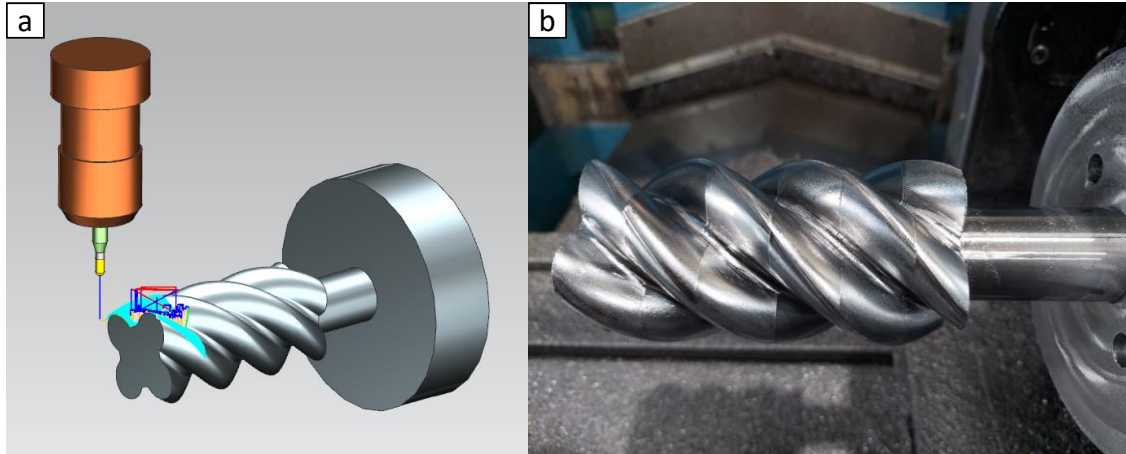


Figura IV-23: Operación de semiacabado: a) Trayectorias de mecanizado y b) Resultado de la operación.

Como última operación, se realizó la operación de acabado bitangencial con herramienta de forma de SAM. De esta manera, se eliminó la demasía dejada en la anterior operación de semiacabado. Para ello, se empleó la herramienta previamente calculada y fabricada de acuerdo a las características del compresor de tornillo sin fin macho simétrico descrito en este documento. Las condiciones de corte empleadas son las mismas que se emplearon a la hora de calcular los coeficientes de corte del binomio herramienta material, esto es, 16.000 rpm de velocidad de giro de la herramienta y una velocidad de avance de 200 mm/min. En la Figura IV-24.

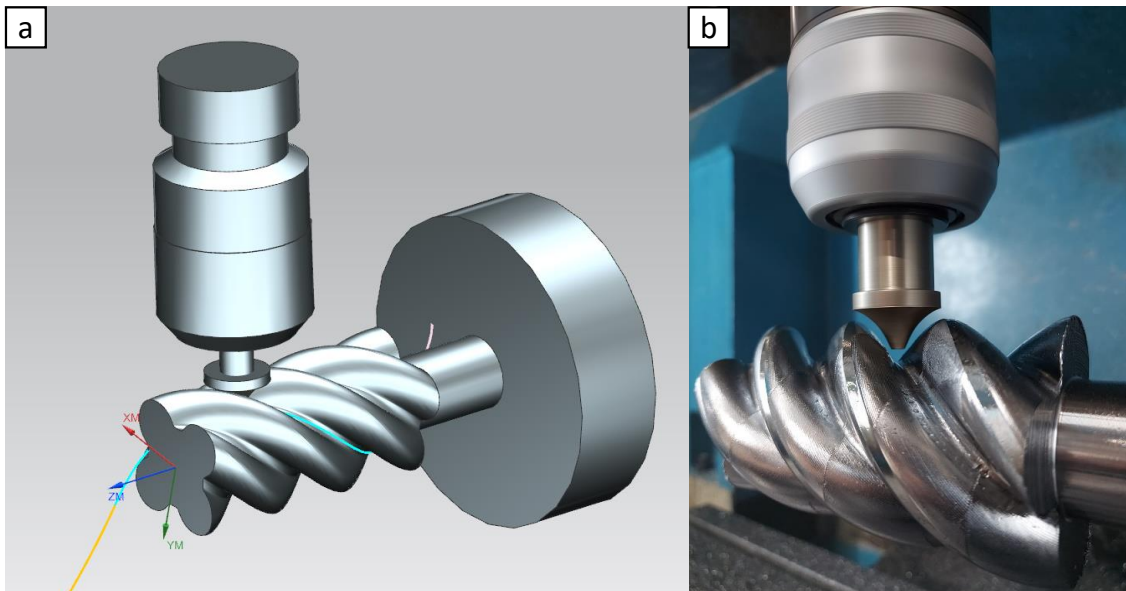


Figura IV-24: Operación de acabado bitangencial por SAM a) Trayectorias de mecanizado y b) Resultado de la operación.

IV.3. Validación del modelo de predicción de esfuerzos de corte

La validación del modelo de estimación de esfuerzos de corte se ha realizado mediante la comparativa entre los valores estimados en dicho modelo frente a los esfuerzos reales medidos durante el proceso de mecanizado. Estableciendo en ambos casos las mismas condiciones y parámetros de corte. Para ello, se han empleado los coeficientes de corte obtenidos en el apartado III.4.1.4.1. como dato de entrada del modelo de estimación de esfuerzos de corte.

La validación se ha llevado a cabo para la operación de acabado de doble flanco del compresor de tornillo sin fin simétrico macho. En la Figura IV-25 se puede ver el caso concreto del compresor de tornillo sin fin macho simétrico. Como se ha explicado a lo largo del documento, las superficies del valle del engranaje se han aproximado mediante el algoritmo matemático del apartado III.2.2.3., obteniendo así unas superficies regladas sobre las cuales poder hacer la operación de acabado de doble flanco simultáneo.

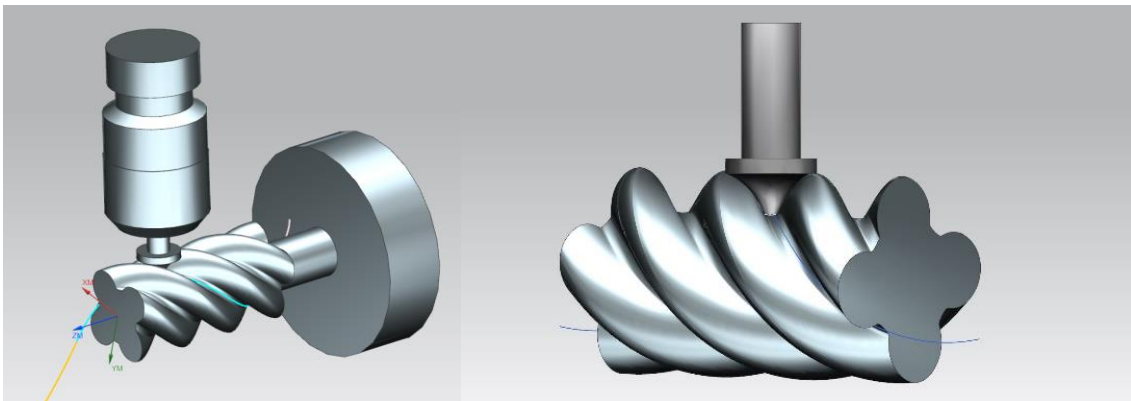


Figura IV-25: Operación de acabado de doble flanco del Demostrador III.1.

La geometría de la herramienta empleada para esta operación es la misma que se ha empleado para el cálculo de los coeficientes de corte, esto es, la geometría de la herramienta del Demostrador III.1. Como ya se ha mencionado con anterioridad, se trata de una herramienta de forma que se adapta a la geometría del compresor de tornillo sin fin simétrico macho de manera óptima para el mecanizado de doble flanco. Las condiciones de corte de la operación de acabado del Demostrador III.1 se muestran en la Tabla IV-5, que corresponden con una operación de acabado de doble flanco simultáneo con una profundidad de pasada igual al 100% de la profundidad máxima de la herramienta y una profundidad radial de 0,25 mm, manteniendo en todo momento un avance de 100 m/min y 16.000 rpm.

Tabla IV-5 Condiciones de corte de la operación de acabado de doble flanco del Demostrador III.1

Condiciones de corte	
Profundidad axial (a_p)	100% $a_{p_{max}}$
Profundidad radial (a_e)	0,25 mm
Revoluciones herramienta (S)	16.000 rpm
Velocidad de avance (V_f)	100 mm/min
Tipo de corte	Ranurado

Para la realización de la estimación de los esfuerzos de corte mediante el modelo es necesario haber calculado previamente los volúmenes de viruta sin deformar previamente mediante el método explicado en el apartado III.4.1.3., el cual era un método geométrico de cálculo. En la Figura IV-26 se puede ver el resultado de dicho cálculo. Asimismo, una vez se tienen todos los parámetros de entrada del modelo necesarios, esto es, los coeficientes de corte, los parámetros de corte y la viruta sin deformar; se procede al cálculo de los esfuerzos de corte.

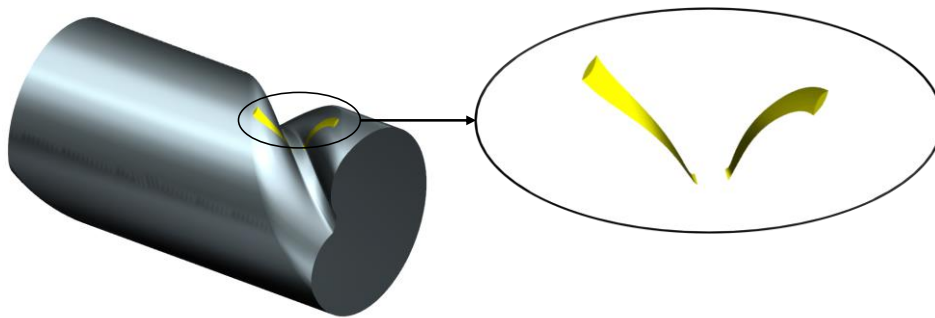


Figura IV-26: Sección de viruta comprometida en la operación de acabado de doble flanco del demostrador III.1.

A su vez, de forma paralela, se realiza la operación de acabado del compresor de tornillo sin fin simétrico macho disponiendo del equipamiento necesario para realizar la medición de los esfuerzos de corte, una mesa dinamométrica en este caso. La totalidad del proceso de mecanizado se ha llevado a cabo en la máquina Kondia HS1000, el cual dispone de un sistema de plato-cuna portátil para el mecanizado en 5 ejes. La mesa dinamométrica se dispuso encima del plato divisor y, junto con un utillaje intermedio, se amarró la pieza encima. Al igual que cuando se midieron los esfuerzos de corte para el cálculo de los coeficientes de corte, se empleó una mesa dinamométrica Kistler®9257B y un amplificador de carga Kistler®5017B cuya señal se recoge en el analizador de la marca OROS.

Por un lado, en la Figura IV-27 se muestra el valor de los esfuerzos de corte registrados por la mesa dinamométrica y una vez tratados mediante el software Matlab®R2023a, el cual se empleó para filtrar los esfuerzos de corte además de transformar los datos mediante la matriz de transformación de la cinemática de la máquina para simplificar la comprensión de los

Los esfuerzos de corte se han graficado de uno en uno para su mejor visualización. Por otro lado, en la Figura IV-28 se pueden ver los valores de los esfuerzos de corte predichos por el modelo para la operación de acabado de doble flanco del Demostrador III.1 en base al cálculo de viruta previamente realizado junto con los coeficientes de corte del binomio herramienta-material durante una vuelta de la herramienta. Aquí se puede comprobar el valor de los esfuerzos de corte de cada uno de los filos teóricos de la herramienta, observando gran similitud entre los valores captados y los valores predichos, pudiéndose deber dichas diferencias a las simplificaciones realizadas.

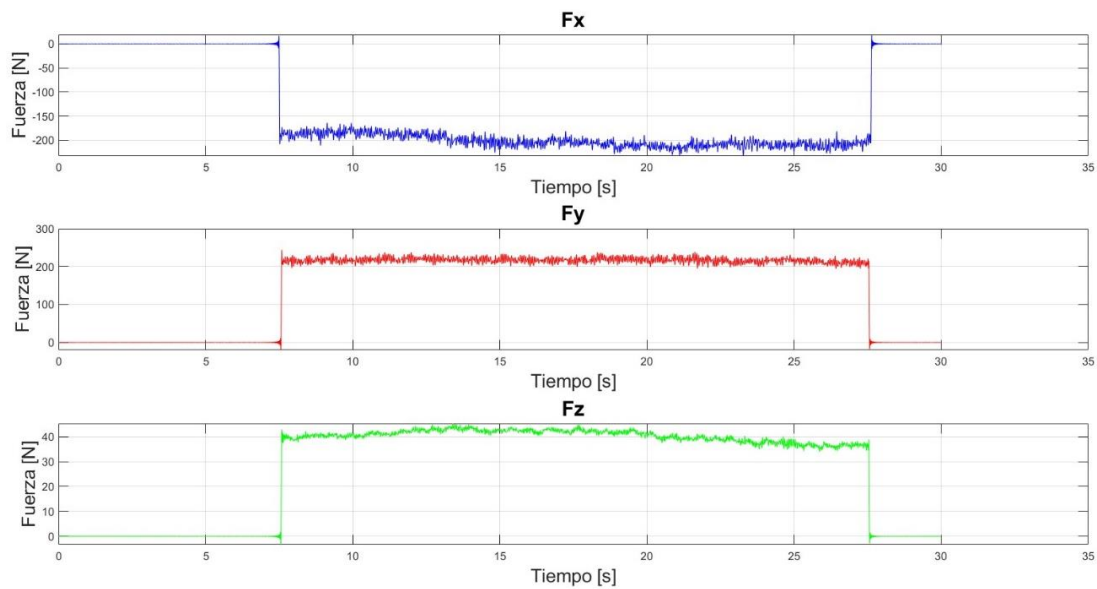


Figura IV-27: Valores de los esfuerzos de corte obtenidos en la operación de acabado de doble flanco del Demostrador III.1.

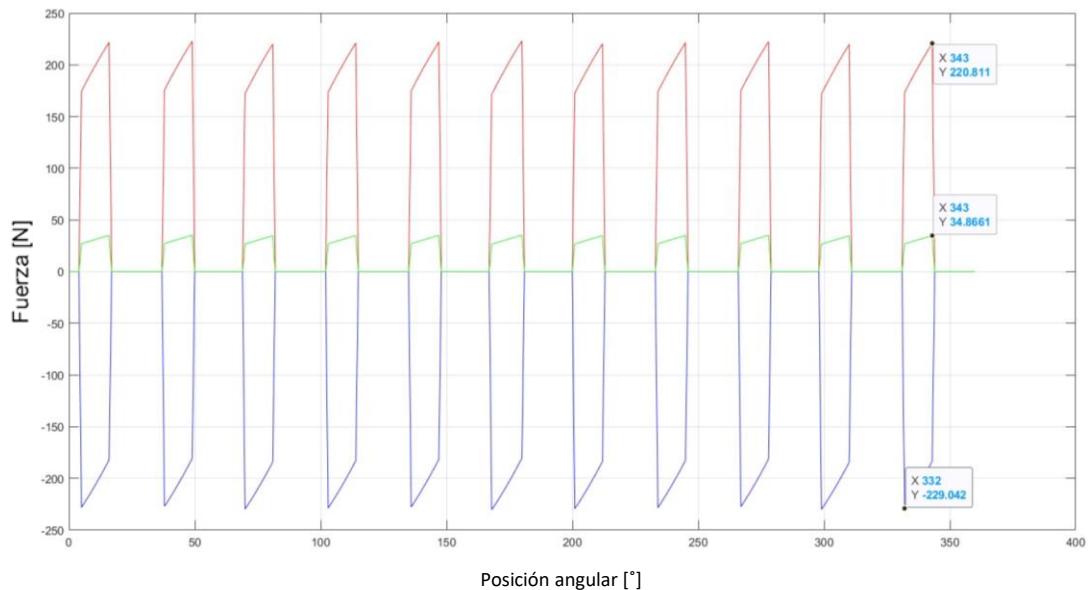


Figura IV-28: Valores de los esfuerzos de corte estimados para la operación de acabado de doble flanco del Demostrador III.1 a lo largo de un giro de la herramienta.

IV.4. Resultados

IV.4.1. Desviación dimensional

Una vez finalizados los ensayos de mecanizado de los demostradores, estos fueron medidos mediante un escáner de luz azul estructurada ATOS GOM, mediante el cual se midió la desviación dimensional de cada una de las piezas, ya que mediante este sistema se capta la geometría de la pieza y posteriormente se puede contrastar contra el CAD original de la misma, obteniendo así la diferencia entre superficies. Antes de realizar la comparativa de superficies, se eliminaron la nube de puntos correspondiente al saliente de amarre de los compresores de tornillo sin fin y se cerraron esas caras mediante superficies creadas, para ofrecer unas imágenes más limpias.

En primer lugar, en el caso del Demostrador II, se realizaron la mitad de los acabados mediante copiado de bola y la otra mitad mediante la estrategia de SAM con las herramientas hechas a medida. Debido al perfil no simétrico del diente, no se pudo aproximar en la totalidad la cavidad interdental, dejando un exceso de creces en el radio de fondo con las operaciones de SAM. En el caso del copiado de bola, el acabado fue muy uniforme a lo largo de toda la superficie, salvo en la zona del radio izquierdo de fondo, donde hubo una demasía de $+20\ \mu\text{m}$. Mientras que, en el caso del SAM, cabe hacer una diferencia entre las dos caras, por un lado, en la cara de la izquierda la desviación dimensional es aproximadamente de $0,1\ \text{mm}$ y, por otro lado, la desviación dimensional en la zona intermedia de la superficie de la cara de la derecha fue de alrededor de $+30\ \mu\text{m}$.

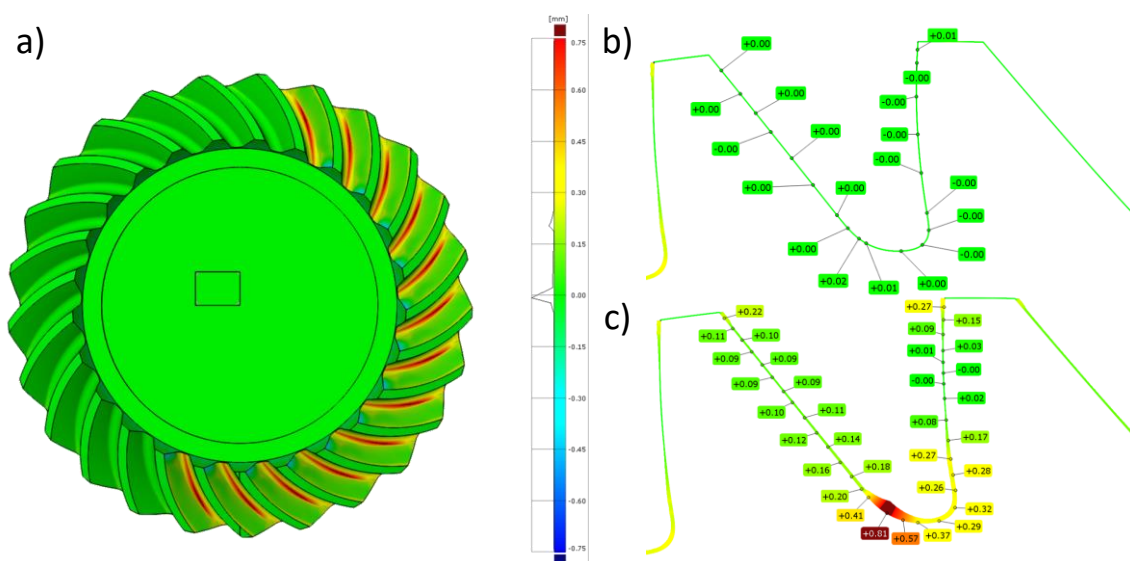


Figura IV-29 Desviación dimensional del Demostrador II: a) Engranaje espirocónico, b) perfil de un diente acabado por copiado de bola y c) perfil de un diente acabado por SAM.

En el caso de los dos compresores de tornillo sin fin simétricos, se obtuvieron unos resultados de desviación dimensional en las caras laterales de las cavidades excelentes. En el caso del compresor macho, la desviación oscila entre $\pm 10 \mu\text{m}$, mientras que en el caso de la hembra varía entre $\pm 20 \mu\text{m}$, ambos valores dentro de los límites establecidos en este trabajo, como se puede ver en la Figura IV-30 y Figura IV-31. Además, en el caso del compresor de tornillo sin fin macho simétrico, debido a la geometría del valle, prácticamente continua y sin cambios bruscos, se fue capaz de mecanizar el radio de fondo con la propia herramienta, mientras que en su conjugado no se fue capaz, dejando una demasía de $\pm 100 \mu\text{m}$ en los radios de fondo y una demasía mayor en los suelos, ya que estos últimos no fueron mecanizados.

También se puede observar la simetría en los valores obtenidos de desviación dimensional de los perfiles medidos, ya que los resultados son calcos tanto en la cara de la derecha como en la cara de la izquierda.

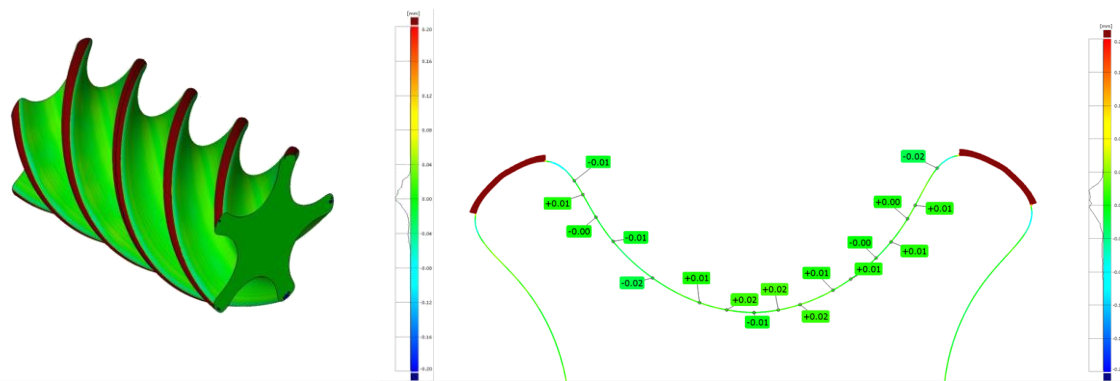


Figura IV-30 Desviación dimensional del compresor de tornillo sin fin hembra simétrico.

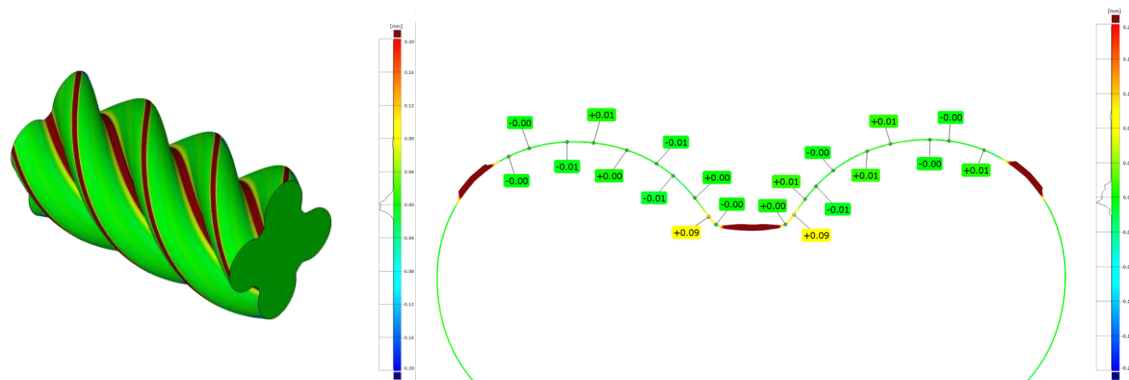


Figura IV-31 Desviación dimensional del compresor de tornillo sin fin macho simétrico.

En el caso de los dos compresores de tornillo sin fin no simétricos, los resultados no fueron tan buenos como en el caso de los simétricos. Ya que, debido a la no simetría en el perfil del engranaje, la aproximación del algoritmo matemático no puede ser tan precisa como en el caso de los compresores de tornillo sin fin simétricos. Aun así, hay bastante diferencia entre

quiso paliar el efecto de la no simetría del perfil del engranaje y obtener unos mejores resultados de desviación dimensional. Esta alternativa únicamente se llevó a cabo de manera conceptual, esto es, el engranaje se mecanizó mediante 1 herramienta hecha a medida y no con 2.

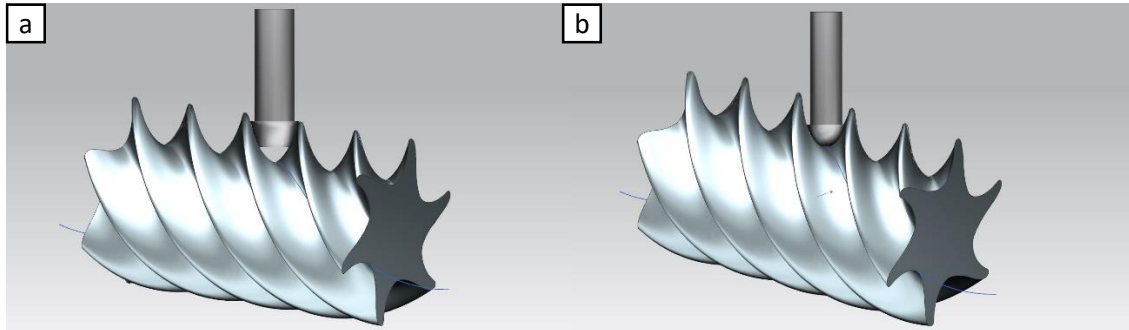


Figura IV-34: Trayectorias de acabado por SAM del compresores de tornillo sin fin hembra no simétrico: (a) Zona superior de la cavidad, (b) Zona inferior de la cavidad.

El resultado obtenido en la simulación teórica de la desviación dimensional del compresor de tornillo sin fin hembra no simétrico mediante dos herramientas de forma fue mejor que la simulación de una sola herramienta. Como se puede ver en la Figura IV-35 la zona izquierda de la cavidad sigue estando bien aproximada entorno a $[-10/+20]$ μm , al igual que con una herramienta, pero el cambio reside en la zona de la derecha que pasó de 0,3 mm de máxima desviación a 0,17 mm en una zona muy puntual de la parte superior, estando gran parte de esa cara a $[-20/+10]$ μm . También cabe resaltar que en ninguna de las dos alternativas se consiguió mecanizar el suelo de la cavidad.

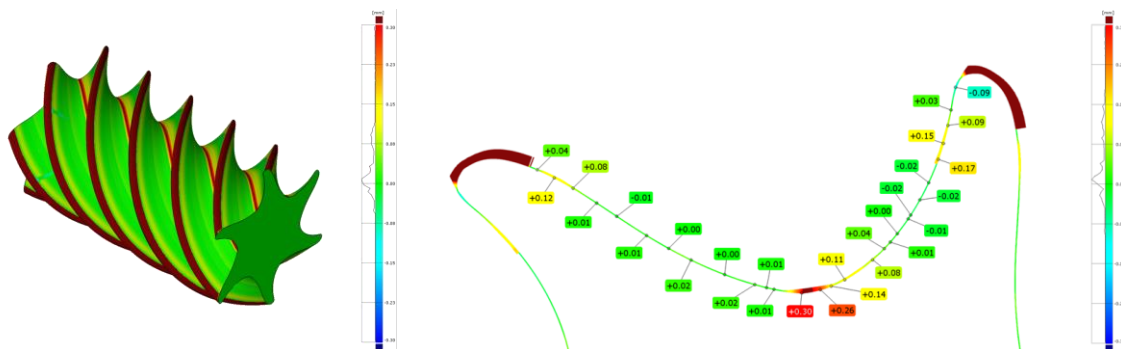


Figura IV-35 Desviación dimensional teórica del compresor de tornillo sin fin hembra no simétrico mediante dos herramientas de forma.

IV.4.2. Rugosidad superficial

La rugosidad superficial es un parámetro de gran importancia en el caso de engranajes, ya que de ello depende el buen funcionamiento del mismo del contacto entre superficies. Estos valores fueron tomados para el caso del Demostrador II, el engranaje espirocónico, ya que

permitía hacer una comparativa entre el acabado mediante fresa de bola y el acabado mediante herramienta de forma de SAM. Cabe destacar, que, debido a la geometría casi vertical de las paredes interdentales del engranaje, no era posible el uso de métodos tradicionales de medición de rugosidad, como es el caso del rugosímetro portátil. Para solventar este problema, se decidió usar el microscopio confocal Leica®DCM 3D, capaz de sacar mapas topográficos de la superficie, cuyos parámetros aparecen en la Tabla IV-2. No obstante, para abordar el problema de medir las paredes de las cavidades interdentales, se decidió realizar unos negativos de las cavidades mediante resina de la empresa PLASTIFORM, como se puede ver en la Figura IV-36. La resina empleada fue la resina F65, una resina de tipo fluido especialmente recomendada para mediciones tanto de contacto como por sistemas ópticos, con una precisión de $\pm 1 \mu\text{m}$.

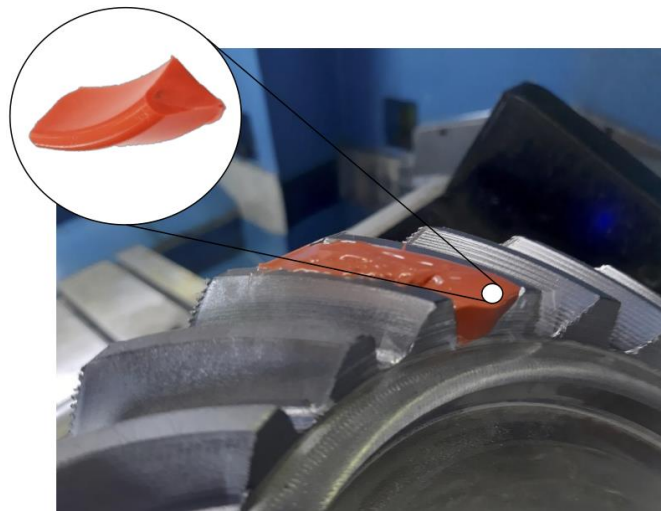


Figura IV-36: Proceso de solidificación del negativo de la cavidad interdental del Demostrador II.

El proceso para la obtención del negativo de la cavidad consta de las siguientes etapas: en primer lugar, se desengrasó y limpió la superficie con el desengrasante DN1 suministrado por la propia empresa para retirar cualquier tipo de impureza de la superficie; después, una vez limpia la superficie, se hizo un recinto cerrado mediante cinta adhesiva para tapar las aberturas de la cavidad y así evitar que fluyese la resina; luego, se vertió la resina y se esperó el tiempo para la solidificación de la misma, que en el caso de la resina F65 era de 6 minutos; finalmente, se retiró el molde de resina de la cavidad y se midió con el microscopio confocal. En este caso, se analizaron tanto la superficie de la cara derecha de la cavidad interdental como la superficie de la cara izquierda, en ambos casos, se empleó una longitud de corte de 0,8 mm y una longitud de evaluación de 4 mm, de acuerdo a la norma ISO 4288.

Los valores obtenidos de los mapas topográficos tanto para la superficie de la cara derecha como para la cara izquierda no han sido del todo iguales. Atendiendo al perfil de rugosidad de la medida de ambas caras, se puede apreciar que no existe tanto pico en la superficie de la derecha, siendo esta la superficie que se mecaniza en concordancia con la herramienta de SAM, y estos picos han quedado redondeados, mientras que, en la cara mecanizada en oposición, los picos siguen siendo visibles. Esto puede deberse a que al mecanizar en concordancia e ir de menos a más arrancando el material, este sufre un efecto de aplastamiento por el que los picos quedas redondeados, mientras que al mecanizarlo en oposición el material se rompe de manera más brusca y deja esas geometrías puntiagudas.

Aun así, los valores de rugosidad superficial que se han obtenido están dentro de las calidades buenas de rugosidad superficial (N7 y N8) de acuerdo a los estándares, siendo estos de 2,59 μm y 3,87 μm para la superficie del lado derecho y del izquierdo respectivamente. El resto de parámetros de rugosidad superficial se pueden ver en la Tabla IV-6 y Tabla IV-7.

Tabla IV-6: Valores medios de rugosidad superficial de la operación de SAM en la superficie lateral derecha de las cavidades interdentes del Demostrador II.

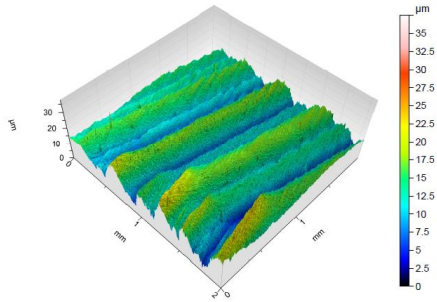
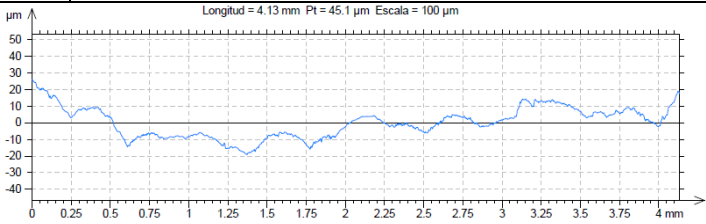
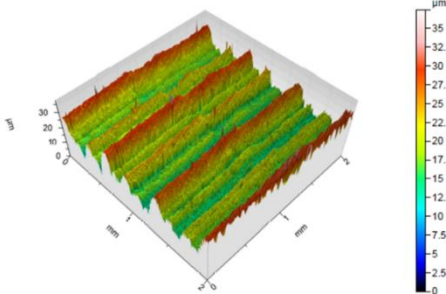
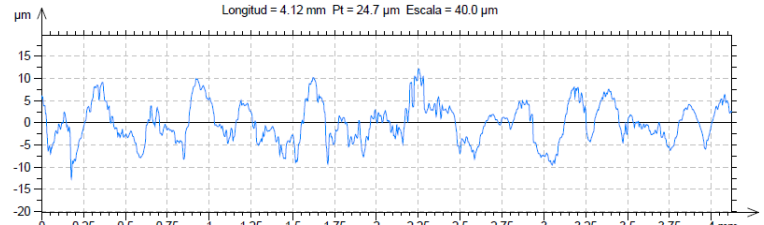
Valores de rugosidad superficial		
Parámetros de altura (ISO 25178)		
Sa	2,59 μm	
Sz	25,90 μm	
Sq	3,18 μm	
Sp	12,60 μm	
Sv	13,20 μm	
Parámetros de amplitud (ISO 4287)		
Ra	2,46 μm	<i>Filtro Gaussiano, 0,8 mm</i>
Rz	11,80 μm	<i>Filtro Gaussiano, 0,8 mm</i>
Parámetros de rugosidad		
Rsm	0,275 mm	<i>Filtro Gaussiano, 0,8 mm</i>
		

Tabla IV-7: Valores medios de rugosidad superficial de la operación de SAM en la superficie lateral izquierda de las cavidades interdentes del Demostrador II.

Valores de rugosidad superficial		
Parámetros de altura (ISO 25178)		
Sa	3,87 μm	
Sz	37,10 μm	
Sq	4,78 μm	
Sp	17,50 μm	
Sv	19,60 μm	
Parámetros de amplitud (ISO 4287)		
Ra	3,23 μm	<i>Filtro Gaussiano, 0,8 mm</i>
Rz	17,20 μm	<i>Filtro Gaussiano, 0,8 mm</i>
Parámetros de rugosidad		
Rsm	0,154 mm	<i>Filtro Gaussiano, 0,8 mm</i>
		

Además, también se realizaron mapas topográficos para los valles terminados por fresado con bola. En este caso, la operación que se llevó a cabo fue una operación tradicional de copiado de bola con una altura de cresta de 0,05 mm. Obteniendo los valores de rugosidad superficial que se muestran en la Tabla IV-8. Como era de esperar, el perfil de rugosidad en este caso tenía un patrón con mayor simetría y repetitividad (Figura IV-37), debido al movimiento sincronizado de la herramienta y su geometría, ya que, en el caso de las herramientas de material abrasivo, la disposición de las partículas está aleatorizada. Para este caso, la media de los valores de rugosidad superficial, ofrecieron unos resultados de mayor precisión de acuerdo a los estándares de calidad, situándose en valores de N6, referentes a acabados muy finos, en los que las marcas de mecanizado no son perceptibles ni al ojo humano ni al tacto.

Tabla IV-8: Valores medios de rugosidad superficial de la operación de acabado por bola de las cavidades interdentes del Demostrador II.

Valores de rugosidad superficial		
Acabado con bola		
	Superficie izquierda	Superficie derecha
Parámetros de altura (ISO 25178)		
Sa	0,678 μm	0,612
Sz	6,26 μm	4,98
Sq	0,823 μm	0,751
Sp	3,50 μm	2,99
Sv	2,77 μm	1,99
Parámetros de amplitud (ISO 4287)		
Ra	0,561 μm	0,536 μm
Rz	2,93 μm	2,59 μm
Parámetros de rugosidad		
Rsm	0,115 mm	0,120 mm

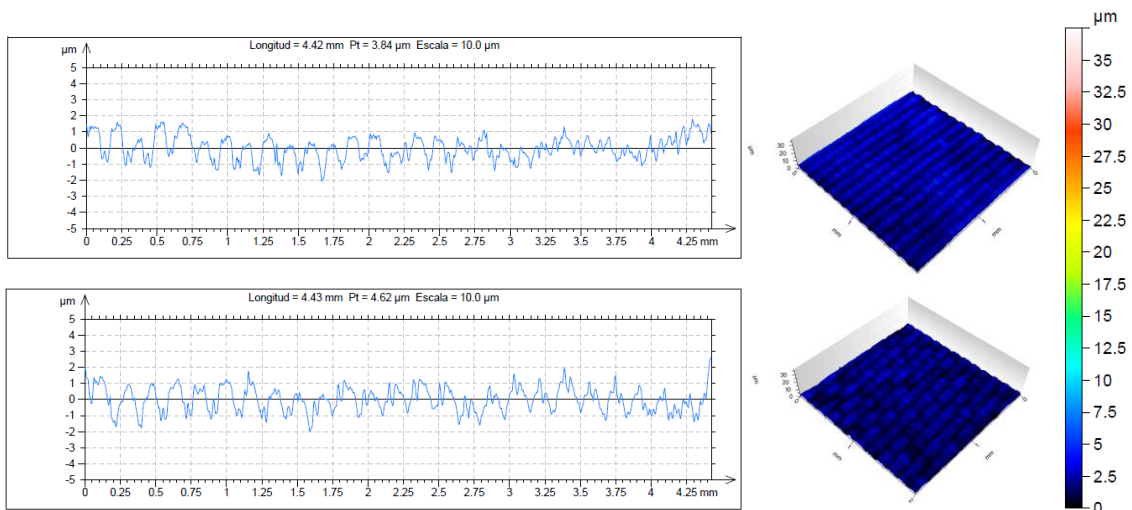


Figura IV-37: Perfil de rugosidad superficial y mapa topográfico de las operaciones de acabado por bola del Demostrador II. Lado derecho de la cavidad interdental (abajo) y lado izquierdo de la cavidad (arriba).

IV.4.3. Tiempos de mecanizado

Unos de los aspectos más importantes junto con la calidad superficial de los componentes fabricados es el tiempo de mecanizado, ya que los costes están directamente relacionados con este parámetro. Por ello, se ha realizado un análisis de cuánto tiempo se ahorraría por cada componente si se emplease herramienta de forma de SAM para terminar las superficies de contacto de los engranajes en comparación con un mecanizado convencional con fresas. Para ello, hay que aclarar que se han englobado las operaciones de mecanizado en 4 grandes grupos: desbastes, redesbastes, semiacabados y acabados. Dentro de la operación de desbaste se engloban las primeras operaciones de preparado de tocho inicial y desbaste de las cavidades interdentes. En el segundo grupo, dentro de los redesbastes, se encuentran las

operaciones de los Demostradores III y IV en los que, debido a las características geométricas de los dientes, fue necesario entrar con una herramienta de menor diámetro para poder dejar poca cantidad de material. En el tercer grupo, las operaciones de semiacabado, hacen referencia a los copiados de bola que se hicieron para dejar una demasía constante en ambos lados del valle. Por último, dentro de las operaciones de acabado se encuentran 2 tipos de operaciones, por un lado, las operaciones acabado con herramienta de forma de SAM y por otro lado las operaciones de acabado con herramienta de bola. Estas últimas sólo se realizaron en el Demostrador II, pero también están calculadas para el resto de demostradores. Todos los tiempos de mecanizado se muestran en la Tabla IV-9.

Tabla IV-9: Tiempos de mecanizado y comparativa entre acabado con SAM y acabado mediante copiado de bola.

Operación	Tiempos de mecanizado				
	EE	SM	SF	NSM	NSF
Desbaste	4:51:32	6:38:08	6:38:22	5:06:14	4:36:11
Redesbaste	-	6:47:02	5:20:20	4:32:21	3:42:05
Semiabado	0:52:55	0:57:04	3:28:40	0:54:35	3:22:24
Acabado					
SAM	0:10:00	0:07:04	0:05:50	0:06:45	0:05:39
Bola	3:07:30	0:57:44	3:28:35	0:55:14	3:22:19
Diferencia	2:57:30	0:50:40	3:22:45	0:48:29	3:16:40
Ahorro (%)	33,37%	5,51%	17,85%	7,04%	21,78%

Puede comprobarse que la operación de SAM presenta unos tiempos de acabado excelentes en comparación con el método tradicional de copiado de bola. Estos resultados se hacen mayores cuanto mayor es la superficie del engranaje, como es el caso del Demostrador II debido al gran número de dientes, o los compresores de tornillo sin fin hembras, ya que en este segundo caso la profundidad del valle es muy elevada. En el caso del Demostrador II, el ahorro del tiempo de mecanizado se situaría en un tercio del mecanizado total, mientras que en el resto de engranajes no es tan grande, 5,5% y 75 en el caso de los compresores de tornillo sin fin machos, simétrico y no simétrico respectivamente; y del 17,85% y 21,78% en el caso de los compresores de tornillo sin fin hembras.

Capítulo V. Contribuciones y líneas futuras de investigación

Capítulo V. Contribuciones y líneas futuras de investigación

En este capítulo se presenta un resumen de las principales aportaciones de la tesis y de las futuras líneas de investigación derivadas de la misma.

V.1. Introducción

En este trabajo de tesis se ha presentado una metodología para el proceso de acabado de doble flanco de geometrías de tipo complejas mediante el uso de herramienta de forma de SAM, particularizando los resultados en geometrías de tipo engranaje. La aplicación de esta metodología se ha centrado en 2 tipos de engranajes distintos, el primero de ellos, un engranaje espirocónico y el segundo, en un compresor de tornillo sin fin, pudiendo ser extrapolable a otras geometrías que dispongan de la característica de poder mecanizarse de manera bitangencial, como pueden ser los álabes de un *blisk*. Tras la presentación de la metodología, en la que se ha explicado el cálculo de la herramienta que mejor se adaptada a la geometría, el cálculo de las trayectorias de mecanizado y la validación del modelo de estimación de esfuerzos de corte para herramientas de forma en 5 ejes.

En los siguientes apartados se recogen las aportaciones científicas de la tesis, los principales trabajos y medios de difusión del conocimiento obtenido y las futuras líneas de investigación derivadas de este trabajo.

V.2. Contribuciones de la tesis

Los resultados más relevantes de este trabajo se pueden resumir en las siguientes aportaciones:

1. **Metodología completa de aplicación en el proceso de fabricación de geometrías de tipo engranaje:** Se ha definido una metodología a seguir para la fabricación de geometrías de tipo engranaje y acabado mediante herramientas de forma de SAM. Dentro de esta metodología se ha implementado por un lado un algoritmo matemático, que, partiendo de la geometría de la pieza, calcula la geometría y trayectorias de la herramienta que mejor se aproxima a dicha geometría. Asimismo,

también se ha integrado un modelo de estimación de esfuerzos de corte para herramientas de forma. Por último, la metodología se completa con la verificación virtual y análisis dimensional de las piezas demostrador.

2. **Algoritmo matemático de cálculo de herramientas de forma y trayectorias de mecanizado:** Se ha propuesto un algoritmo matemático para el cálculo de la herramienta que posibilite el mecanizado bitangencial en las geometrías de tipo engranaje dentro de unos valores de desviación dimensional impuestos. Además, este algoritmo también genera las trayectorias de mecanizado que debe seguir dicha herramienta en la operación de acabado.
3. **Modelo predictivo de esfuerzos de corte de herramientas de forma de SAM en operaciones de acabado:** Se ha propuesto un modelo de tipo semi-empírico para la estimación de esfuerzos de corte en la operación de acabado en 5 ejes por SAM, a partir de los coeficientes de corte obtenidos a través de los ensayos de caracterización del binomio herramienta-material realizados. La novedad de este modelo es que se basa en el cálculo de la sección de viruta de manera geométrica de forma directa desde el programa CAM.
4. **Metodología para la fabricación de herramientas de forma:** Se ha propuesto también una serie de pautas a seguir a la hora de fabricar herramientas de forma en diferentes máquina-herramientas.
5. **Evaluación de la idoneidad del proceso de SAM en el acabado de superficies de tipo engranajes mediante aplicaciones industriales:** Se ha realizado una serie de demostradores en los que se ha aplicado todas las aportaciones anteriormente descritas. Empezando desde el diseño desde las propias piezas, seguido del cálculo de la herramienta de forma y su fabricación, realizando la estimación de esfuerzos de corte y verificándolos, y, por último, fabricando y verificando los valores de calidad superficial de los mismos.

V.3. Publicaciones

Durante el periodo que abarca esta actividad investigadora, que ha dado lugar a esta tesis doctoral, los resultados y conocimientos obtenidos se han difundido a través de varias publicaciones en diversos formatos y entornos.

V.3.1. Publicaciones indexadas

- **Machining of developable ruled surfaces using mathematical algorithms.** A. Calleja-Ochoa, H. González-Barrio, R. Polvorosa-Teijeiro, F. J. Amigos Fuerte, G. Gómez-Escudero, P. Fernández De Lucio, M. Barton, P. Bo, L. N. López de Lacalle Marcaide. (2020) *DYNA*, Vol. 95(2), pp. 125. DOI: <http://dx.doi.org/10.6036/9406>
- **A reliable clean process for five-axis milling of knee prostheses.** G. Gómez-Escudero, A. Jimeno Beitia, G. Martínez de Pissón Caruncho, L. N. López-De Lacalle Marcaide, H. Gonzalez-Barrio, O. Pereira Neto, A. Calleja Ochoa. (2021) *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 115, pp. 1605-1620. DOI: <https://doi.org/10.1007/s00170-021-07220-1>
- **Roughing Milling with Ceramic Tools in Comparison with Sintered Carbide on Nickel-Based Alloys.** P. Fernández-Lucio, O. Pereira Neto, G. Gómez-Escudero, F. J. Amigo Fuertes, A. Fernández Valdivielso, L. N. López de Lacalle Marcaide. (2021) *Coatings*, Vol. 11, pp. 734. DOI: <https://doi.org/10.3390/coatings11060734>
- **Machine learning in the field of manufacturing.** G. Gómez-Escudero, P. Fernández-De Lucio, H. González-Barrio, A. Calleja-Ochoa, I. Ayesta-Rementería, L. N. López-De La Calle Marcaide. (2021) *DYNA*, Vol. 96(6), pp. 600-604. <https://doi.org/10.6036/10197>
- **Comparative study of finishing techniques for age-hardened Inconel 718 alloy.** J. A. Sarasua Miranda, A. Trinidad Cristóbal, H. González-Barrio, P. Fernández-Lucio, G. Gómez-Escudero, A. Madariaga, P. J. Arrazola. (2021) *Journal of Materials Research and Technology*, Vol. 15, pp. 5623-5634. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2021.11.024>
- **5-axis double-flank CNC machining of spiral bevel gears via custom-shaped tools – Part II: physical validations and experiments.** G. Gómez Escudero, P. Bo, H. González, A. Calleja, M. Barton, L. N. López de Lacalle. (2022) *Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 119, pp. 1647-1658. <https://doi.org/10.1007/s00170-021-08166-0>
- **Machining stability improvement in LPBF printed components through stiffening by crystallographic texture control.** J.D. Pérez Ruiz, H. González Barrio, M. Sanz Calle, G. Gómez Escudero, J. Munoa, L.N. López de Lacalle. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* (2023). <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2023.03.025>
- **Constant probe positioning for fast contact-based inspection of spiral bevel gears using (3+2)-axis inspection machines.** O. Sliusarenko, G. Gómez Escudero, H. González, A. Calleja, M. Barton, N. Ortega, L.N. López de Lacalle. *Precision Engineering* (2023).
- **Near-Circular EDM Hole Drilling for Deterministic Cellular Lattice Structures of LPBF IN718.** S. Kumar Mishra, M. Singh, S. Gusain, J. Ramkumar, G. Gómez Escudero, H.

González Barrio, A. Calleja Ochoa, L.N. Lopez de Lacalle. *Materials Letters* (2023), Vol. 350, pp. 134886. <https://doi.org/10.1016/j.matlet.2023.134886>.

V.3.2. Publicaciones no indexadas

- **Ebaketa erradioaren eragina Inconel®718 fresatzeko erreminten bizitza erabilgarrian.** A. Del Olmo Sanz, G. Gómez-Escudero, P. Fernández De Lucio, A. Celaya Egüen, L. N. López-De Lacalle Marcaide. (2020) *EKAIA Euskal Herriko Unibertsitateko Zientzi eta Teknologi Aldizkaria*, Vol. 40, pp. 361-373. DOI: <https://doi.org/10.1387/ekaia.22061>
- **Estudio de la influencia de la presión del bruñido hidrostático por bola en la rugosidad superficial del Inconel® 718 y del Ti6Al4V.** P. Fernández-Lucio, G. Gómez-Escudero, A. Del Olmo, F. Marin, A. Rodríguez, L. N. López de Lacalle. (2022) *Revista Iberoamericana de Ingeniería Mecánica*, Vol. 25 (2), pp. 21-28.
- **5-Axis Machining Center OMM Uncertainty Estimation.** G. González Marín, B.E. Medina Guibovich, N. Ortega Rodríguez, S. Plaza Pascual, G. Gómez Escudero. *Proceedings of the XV Ibero-American Congress of Mechanical Engineering* (2023), pp. 383-389. https://doi.org/10.1007/978-3-031-38563-6_56.

V.3.3. Congresos nacionales e internacionales

- **Integrally bladed rotors: Maths, Manufacturing and Engineering.** H. González, G. Gómez, A. Calleja, L. N. López de Lacalle. (2018) *Solid and Physical Modeling (SPM)*, 11-13 de junio, Bilbao, España. Congreso Internacional.
- **Digital Twin in manufacturing. An application following the Industry 4.0 philosophy.** G. Gómez, P. Fernández-Lucio, H. González, A. Calleja, O. Pereira, L. N. López de Lacalle. (2018) *II Electrophysical machining in modern industry*, 18-20 de diciembre, Perm, Rusia. Congreso Internacional.
- **Chip breakers, the future in ceramic tools to deal with nickel based alloys in turning operations.** P. Fernández-Lucio, G. Gómez, O. Pereira, A. Calleja, H. González, L. N. López de Lacalle. (2018) *II Electrophysical machining in modern industry*, 18-20 de diciembre, Perm, Rusia. Congreso Internacional.
- **Influence of cutting edge radius on tool life in milling Inconel 718.** A. Celaya, O. Pereira, H. González, G. Gómez-Escudero, P. Fernández-Lucio, A. Fernández-Valdivielso, L. N. López de Lacalle. (2019) *22nd International Conference on Material*

Forming (ESAFORM), 8-10 de mayo, Vitoria-Gasteiz, España. Congreso internacional. AIP Conference Proceedings 2113, 080019 (2019). DOI: <https://doi.org/10.1063/1.5112627>

- **Blisk blades manufacturing technologies analysis.** A. Calleja, H. González, R. Polvorosa, G. Gómez, I. Ayesta, M. Barton., L. N. López de Lacalle. (2019) *8th Manufacturing Engineering Society International Conference (MESIC)*, 19-21 de junio, Madrid, España. Congreso internacional. *Procedia Manufacturing*, Vol.41, 2019, pp. 714–722. <https://doi.org/10.1016/J.PROMFG.2019.09.062>
- **Free-form tools design and fabrication for Flank Super Abrasive Machining (FSAM) non developable surfaces.** G. Gómez-Escudero, H. González, M. Bartoň, P. Bo, P. Fernández-Lucio, L. N. López de Lacalle, A. Calleja. (2019) *15th International Conference of High Speed Machining (HSM)*, 8-9 de octubre, Praga, República Checa. Congreso Internacional. *MM Science Journal*, 2019 (4), pp. 3093-3098. [10.17973/MMSJ.2019_11_2019056](https://doi.org/10.17973/MMSJ.2019_11_2019056)
- **Mecanizado de superficies regladas desarrollables soportado por algoritmos matemáticos.** R. Polvorosa, F. J. Amigo, G. Gómez, H. Gonzalez, A. Calleja, P. Bo, M. Barton, L. N. López de Lacalle. (2019) *22 edición del Congreso de Máquina Herramienta (CMH)*, 23-25 de octubre, Donostia-San Sebastián, España. Congreso Nacional.
- **Definition of tailor made cutting tools for machining.** G. Gómez Escudero, P. Fernandez De Lucio, H. Gonzalez Barrio, L. N. Lopez De La Calle Marcaide, A. Calleja Ochoa, M. Barton. (2020) *International Conference on Mathematics and Computers in Science and Engineering (MACISE)*, 14-16 de enero, Madrid, España. Congreso Internacional. *Proceedings of 2nd International Conference on Mathematics and Computers in Science and Engineering (MACISE)*, 2020 (1), pp. 145-148. [10.1109/MACISE49704.2020.00031](https://doi.org/10.1109/MACISE49704.2020.00031)
- **Analysis of the influence of the hydrostatic ball burnishing pressure in the surface hardness and roughness of medium carbon steels.** P. Fernández-Lucio, H. González-Barrio, G. Gómez-Escudero, O. Pereira, L. N. López de Lacalle, A. Rodríguez. (2020) *The 6th international conference on advanced manufacturing engineering and technologies (NEWTECH)*, 9-11 de septiembre, Galati, Rumanía. Congreso Internacional. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 968, 2020, pp. 12-21. [10.1088/1757-899X/968/1/012021](https://doi.org/10.1088/1757-899X/968/1/012021)

- **Comparison between milling roughing operations in gear full slotting manufacturing: Trochoidal, plunge and conventional milling.** G. Gómez, P. Fernández de Lucio, A. Del Olmo, G. Martínez de Pissón, A. Jimeno Beitia, H. González, L. N. López de Lacalle. (2021) *9th Manufacturing Engineering Society International Conference (MESIC)*, 23-25 de junio, Gijón, España. Congreso internacional. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, Vol. 1193, pp. 012003. DOI: [10.1088/1757-899X/1193/1/012003](https://doi.org/10.1088/1757-899X/1193/1/012003)
- **Fabricación de engranajes espirocónicos con herramientas de SAM en máquina herramienta convencional de 5 ejes mediante soporte de algoritmo matemático.** G. Gómez, G. Martínez de Pissón, A. Calleja, F. J. Amigo, H. González. (2021) *XXIII Congreso Nacional de Ingeniería Mecánica (CNIM)*, 20-22 de octubre, Jaén, España. Congreso Nacional.
- **Machining-induced characteristics of microstructure-supported LPBF-IN718 curved thin walls.** M. Sarvesh, G. Gómez-Escudero, H. González-Barrio, A. Calleja-Ochoa, S. Martínez, L.N. López de Lacalle. June 8-10, 2022, Lyon (France). 6th CIRP Conference on Surface Integrity. International Congress. Procedia CIRP, Vol. 108, pp. 176-181. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2022.03.031>
- **Nuevos procesos de torneado aplicados a turbinas aeronáuticas.** G. Gómez Escudero, G. Martínez de Pissón Caruncho, P. Fernández de Lucio, A. Del Olmo Sanz, F. Marin, H. González Barrio, L.N. López de Lacalle Marcaide. November 22-24, 2022, Madrid (Spain). XV Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica. International Congress.
- **Estimación De La Incertidumbre De Medida Bajo Condiciones “on Shop Floor” En Centro De Mecanizado De Cinco Ejes.** G. González Marín, B.E. Medina Guibovich, N. Ortega Rodríguez, S. Plaza Pascual, G. Gómez Escudero. November 22-24, 2022, Madrid (Spain). XV Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica. International Congress.
- **The effect of broaching tool cutting edges polishing on process forces and temperature.** C. Pérez-Salinas, L.N. López de Lacalle, P. Fernández-Lucio, G. Gómez Escudero. April 18-21, 2023, Nanjing (China). 17th International Conference on High Speed Machining (HSM). International Congress.
- **Analysis of thin-walled components with internal microstructure design manufactured by LPBF.** M. Martínez-Agirre, S. Kumar Mishra, G. Gómez, I. Holgado, H. González-Barrio, A. Calleja-Ochoa, L.N. López de Lacalle. April 18-21, 2023, Nanjing

(China). 17th International Conference on High Speed Machining (HSM). International Congress.

- **Insights into the secondary laser processing of LPBF IN718 alloys.** S. Kumar Mishra, M. Sarkar, V. Mandal, G. Gómez Escudero, H. González Barrio, A. Calleja, J. Ramkumar, L.N. López de Lacalle. June 12-16, 2023, Copenhagen (Denmark). 23rd International Conference of European Society for Precision Engineering and Nanotechnology (EUSPEN). International Congress.
- **Digital testing of hybrid components manufactured by L-DED and forging.** O. Murua, J.I. Arrizubieta, G. Gómez, A. Lamikiz, E. Ukar. June 28-30, 2023, Sevilla (Spain). 10th Manufacturing Engineering Society International Conference (MESIC 2023). International Congress. Key Engineering Materials (ISSN 1662-9795, Trans Tech Publications Ltd), Advances in Science and Technology (ISSN 1662-0356, Trans Tech Publications Ltd).
- **Laser powder bed fusion (L-PBF) for cellular structures formed by a heterogeneous skeleton.** H. González Barrio, A. Calleja Ochoa, G. Gómez Escudero, S. Mishra, A. Lamikiz, L.N. López de Lacalle. June 28-30, 2023, Sevilla (Spain). 10th Manufacturing Engineering Society International Conference (MESIC 2023). International Congress. Key Engineering Materials (ISSN 1662-9795, Trans Tech Publications Ltd), Advances in Science and Technology (ISSN 1662-0356, Trans Tech Publications Ltd).

V.4. Líneas futuras de investigación

La tesis presentada abre nuevas líneas de interés para futuros trabajos de investigación entre las que cabe destacar las siguientes:

- Buscar una relación o característica relativa a la geometría de las herramientas de corte que permita la extrapolación de los coeficientes de corte en caso de usar el mismo tipo de grano abrasivo. Y de esta forma poder evitar tener que tantos ensayos de caracterización de binomio herramienta-material.
- Caracterizar un mayor número de materiales, especialmente aquellos que se emplean en la fabricación de componentes aeronáuticos o engraniles. Abordando así un mayor sector.

- Analizar en profundidad el comportamiento del nuevo proceso SAM en relación con la integridad de la superficie para diferentes materiales y geometrías complejas.
- Integrar toda la metodología dentro de una aplicación y disponer de ella dentro del propio programa de CAD/CAM, sin necesidad de tener que recurrir a *softwares* de terceros.

Al concluir este documento de tesis, se pone fin a un riguroso proceso de investigación que ha proporcionado un profundo entendimiento sobre el tema abordado. A pesar de haber alcanzado un punto de cierre, es importante destacar que esta investigación no presenta un punto final, sino más bien un punto de partida para investigaciones futuras. Los hallazgos y conclusiones presentados aquí ofrecen una sólida base para futuros investigadores que deseen profundizar en este campo y explorar nuevas perspectivas y áreas de estudio.

Bibliografía

- Abdelaziz, K. R., Nawar, M. A. A., Ramadan, A., Attai, Y. A., & Mohamed, M. H. (2022). Performance improvement of a Savonius turbine by using auxiliary blades. *Energy*, *244*, 122575. <https://doi.org/10.1016/J.ENERGY.2021.122575>
- Abrari, F., & Elbestawi, M. A. (1997a). Closed form formulation of cutting forces for ball and flat end mills. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, *37*(1), 17–27. [https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(96\)00018-1](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(96)00018-1)
- Abrari, F., & Elbestawi, M. A. (1997b). Closed form formulation of cutting forces for ball and flat end mills. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, *37*(1), 17–27. [https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(96\)00018-1](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(96)00018-1)
- Adamsab, K. (2021). CFD investigation of unsteady aerodynamics in gas turbine engine blade surface. *Materials Today: Proceedings*, *44*, 4661–4665. <https://doi.org/10.1016/J.MATPR.2020.11.011>
- AIRBUS. (2017). *Global market forecast airbus*. <https://www.airbus.com/en/products-services/commercial-aircraft/market/global-market-forecast>
- Altintas, Y., & Ber, A. (2001). Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design. *Applied Mechanics Reviews*, *54*(5), B84–B84. <https://doi.org/10.1115/1.1399383>
- Altintas, Y. (2001). Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design. *Applied Mechanics Reviews*, *54*(5), B84–B84. <https://doi.org/10.1115/1.1399383>
- Armarego, J. A. E., & Brown, H. R. (1969). *Machining of metals*. <https://www.amazon.es/Machining-Metals-Edwin-J-Armarego/dp/0135422094>
- Arrazola, P. J., Meslin, F., Hamann, J., & Maître, F. Le. (2002). *Modelización numérica del proceso de formación de viruta: identificación de la fricción entre viruta y herramienta*.
- Aspinwall, D. K., Dewes, R. C., & Mantle, A. L. (2005). The Machining of γ -TiAl Intermetallic Alloys. *CIRP Annals*, *54*(1), 99–104. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60059-6](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60059-6)
- Aspinwall, D. K., Soo, S. L., Berrisford, A. E., & Walder, G. (2008). Workpiece surface roughness

- and integrity after WEDM of Ti–6Al–4V and Inconel 718 using minimum damage generator technology. *CIRP Annals*, 57(1), 187–190.
<https://doi.org/10.1016/J.CIRP.2008.03.054>
- Aspinwall, D. K., Soo, S. L., Curtis, D. T., & Mantle, A. L. (2007). Profiled superabrasive grinding wheels for the machining of a nickel based superalloy. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56(1), 335–338. <https://doi.org/10.1016/J.CIRP.2007.05.077>
- Ayesta, I., Izquierdo, B., Sanchez, J. A., Ramos, J. M., Plaza, S., Pombo, I., & Ortega, N. (2016). Optimum electrode path generation for EDM manufacturing of aerospace components. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 37, 273–281.
<https://doi.org/10.1016/J.RCIM.2015.04.003>
- Azarhoushang, B. (2022). Abrasive tools. *Tribology and Fundamentals of Abrasive Machining Processes*, 31–73. <https://doi.org/10.1016/B978-0-12-823777-9.00012-4>
- Biermann, D., Menzel, A., Bartel, T., Höhne, F., Holtermann, R., Ostwald, R., Sieben, B., Tiffe, M., & Zabel, A. (2011). Experimental and computational investigation of machining processes for functionally graded materials. *Procedia Engineering*, 19, 22–27.
<https://doi.org/10.1016/J.PROENG.2011.11.074>
- Biollo, R., & Benini, E. (2011). State-of-Art of Transonic Axial Compressors. *Undefined*.
<https://doi.org/10.5772/25257>
- Bo, P., & Bartoň, M. (2019). On initialization of milling paths for 5-axis flank CNC machining of free-form surfaces with general milling tools. *Computer Aided Geometric Design*, 71, 30–42. <https://doi.org/10.1016/J.CAGD.2019.04.012>
- Bo, P., Bartoň, M., Plakhotnik, D., & Pottmann, H. (2016). Towards efficient 5-axis flank CNC machining of free-form surfaces via fitting envelopes of surfaces of revolution. *Computer-Aided Design*, 79, 1–11. <https://doi.org/10.1016/J.CAD.2016.04.004>
- Bo, P., González, H., Calleja, A., de Lacalle, L. N. L., & Bartoň, M. (2020). 5-axis double-flank CNC machining of spiral bevel gears via custom-shaped milling tools — Part I: Modeling and simulation. *Precision Engineering*, 62, 204–212.
<https://doi.org/10.1016/J.PRECISIONENG.2019.11.015>
- BOEING. (2020). *Boeing: Commercial Market Outlook*. Boeing: Commercial Market Outlook.
<https://www.boeing.com/commercial/market/commercial-market-outlook/>

- Bosetti, P., & Bertolazzi, E. (2014). Feed-rate and trajectory optimization for CNC machine tools. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 30(6), 667–677.
<https://doi.org/10.1016/J.RCIM.2014.03.009>
- Burger, M., Koll, L., Werner, E. A., & Platz, A. (2012). Electrochemical machining characteristics and resulting surface quality of the nickel-base single-crystalline material LEK94. *Journal of Manufacturing Processes*, 14(1), 62–70.
<https://doi.org/10.1016/J.JMAPRO.2011.08.001>
- Bußmann, M., & Bayer, E. (2007). Market-oriented blisk manufacturing A challenge for production engineering. *The First European Air and Space Conference (CEAS)*, 223–229.
<https://www.yumpu.com/en/document/view/11154545/market-oriented-blisk-manufacturing-a-challenge-for-production->
- Calleja, A., González, H., Polvorosa, R., Gómez, G., Ayesta, I., Barton, M., & De Lacalle, L. N. L. (2019). Blisk blades manufacturing technologies analysis. *Procedia Manufacturing*, 41, 714–722. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2019.09.062>
- Calleja Ochoa, A. (2015). *Método de fabricación de componentes de alto valor añadido por combinación de mecanizado multieje y aportación láser*.
<https://dialnet.unirioja.es/servlet/tesis?codigo=212954&info=resumen&idioma=SPA>
- Campa Gómez, F. J. (2010). *Metodología para la predicción de la estabilidad dinámica en el mecanizado de alta velocidad de suelos delgados*.
<https://dialnet.unirioja.es/servlet/tesis?codigo=211638&info=resumen&idioma=SPA>
- Campbell, F. (2006). Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials.
Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials.
<https://doi.org/10.1016/B978-1-85617-495-4.X5000-8>
- Chaves-Jacob, J., Poulachon, G., & Duc, E. (2012). Optimal strategy for finishing impeller blades using 5-axis machining. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 58(5–8), 573–583. <https://doi.org/10.1007/S00170-011-3424-1>
- Chen, H. P., Kuo, H. H., & Tsay, D. M. (2009). Removing tool marks of blade surfaces by smoothing five-axis point milling cutter paths. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(17), 5810–5817. <https://doi.org/10.1016/J.JMATPROTEC.2009.06.016>
- Choi, B. K., Kim, D. H., & Jerard, R. B. (1997). C-space approach to tool-path generation for die

- and mould machining. *CAD Computer Aided Design*, 29(9), 657–669.
[https://doi.org/10.1016/S0010-4485\(97\)00012-2](https://doi.org/10.1016/S0010-4485(97)00012-2)
- Cognitive Market Research. (2021). *Global Gear Manufacturing Market Report 2022*.
<https://www.cognitivemarketresearch.com/gear-manufacturing-market-report>
- Curtis, D. T., Soo, S. L., Aspinwall, D. K., & Sage, C. (2009). Electrochemical superabrasive machining of a nickel-based aeroengine alloy using mounted grinding points. *CIRP Annals*, 58(1), 173–176. <https://doi.org/10.1016/J.CIRP.2009.03.074>
- Dehghan Ghadikolaei, A., & Vahdati, M. (2015). Experimental study on the effect of finishing parameters on surface roughness in magneto-rheological abrasive flow finishing process. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 229(9), 1517–1524. <https://doi.org/10.1177/0954405414539488>
- DMG. (2015). *A portfolio of solutions for gear production*. <https://us.dmgmori.com/>
- Duncan, J. P., & Mair, S. G. (1983). *Sculptured surfaces in engineering and medicine*. 378.
- El-Sayed, A. F. (2016). Fundamentals of aircraft and rocket propulsion. *Fundamentals of Aircraft and Rocket Propulsion*, 1–1010. <https://doi.org/10.1007/978-1-4471-6796-9>
- Fan, H. Z., Wang, W., & Xi, G. (2013). A novel five-axis rough machining method for efficient manufacturing of centrifugal impeller with free-form blades. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2013 68:5, 68(5), 1219–1229.
<https://doi.org/10.1007/S00170-013-4913-1>
- Feng, H. Y., & Menq, C. H. (1994). The prediction of cutting forces in the ball-end milling process—I. Model formulation and model building procedure. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 34(5), 697–710. [https://doi.org/10.1016/0890-6955\(94\)90052-3](https://doi.org/10.1016/0890-6955(94)90052-3)
- Flaño, O., Ayesta, I., Izquierdo, B., Sánchez, J. A., Zhao, Y., & Kunieda, M. (2018). Improvement of EDM performance in high-aspect ratio slot machining using multi-holed electrodes. *Precision Engineering*, 51, 223–231.
<https://doi.org/10.1016/J.PRECISIONENG.2017.08.014>
- Gear Materials, Classification and Application*. (2016).
<https://www.thomasnet.com/articles/machinery-tools-supplies/gear-materials/>

- Gök, A., Demirci, H. I., & Gök, K. (2016). Determination of experimental, analytical, and numerical values of tool deflection at ball end milling of inclined surfaces. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part E: Journal of Process Mechanical Engineering*, 230(2), 111–119. <https://doi.org/10.1177/0954408914540633>
- Gómez-Escudero, G., Jimeno Beitia, A., Martínez de Pissón Caruncho, G., López de Lacalle, L. N., González-Barrio, H., Pereira Neto, O., & Calleja-Ochoa, A. (2021). A reliable clean process for five-axis milling of knee prostheses. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 115(5–6), 1605–1620. <https://doi.org/10.1007/S00170-021-07220-1>
- Gómez, G., Lucio, P. F. De, Olmo, A. Del, Pissón, G. M. De, Jimeno, A., González, H., & Lacalle, L. N. L. De. (2021). Comparison between milling roughing operations in full slotting manufacturing: trochoidal, plunge and conventional milling. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 1193(1), 012003. <https://doi.org/10.1088/1757-899X/1193/1/012003>
- González, H., Calleja, A., Pereira, O., Ortega, N., López De Lacalle, L. N., & Barton, M. (2018). Super Abrasive Machining of Integral Rotary Components Using Grinding Flank Tools. *Metals 2018, Vol. 8, Page 24*, 8(1), 24. <https://doi.org/10.3390/MET8010024>
- Gray, P. J., Ismail, F., & Bedi, S. (2004). Graphics-assisted Rolling Ball Method for 5-axis surface machining. *Computer-Aided Design*, 36(7), 653–663. [https://doi.org/10.1016/S0010-4485\(03\)00141-6](https://doi.org/10.1016/S0010-4485(03)00141-6)
- Han, W., Kim, J., & Kim, B. (2018). Effects of contamination and erosion at the leading edge of blade tip airfoils on the annual energy production of wind turbines. *Renewable Energy*, 115, 817–823. <https://doi.org/10.1016/J.RENENE.2017.09.002>
- Han, Z., & Yang, D. C. H. (1999). Iso-phot Based Tool-path Generation for Machining Free-form Surfaces. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 121(4), 656–664. <https://doi.org/10.1115/1.2833094>
- Harik, R. F., Gong, H., & Bernard, A. (2013). 5-axis flank milling: A state-of-the-art review. *CAD Computer Aided Design*, 45(3), 796–808. <https://doi.org/10.1016/J.CAD.2012.08.004>
- Herraz, M., Redonnet, J. M., Sbihi, M., & Mongeau, M. (2021). Toolpath planning optimization for end milling of free-form surfaces using a clustering algorithm. *Procedia CIRP*, 99, 139–144. <https://doi.org/10.1016/J.PROCIR.2021.03.021>

-
- Hewitt, J. (1992). Design and materials selection for power-transmitting gears. *Materials & Design*, 13(4), 230–238. [https://doi.org/10.1016/0261-3069\(92\)90030-L](https://doi.org/10.1016/0261-3069(92)90030-L)
- IAMS. (1980). *Machining Data Handbook 3rd Edition*. MDC.
- Irani, M., & Taheri, A. K. (2008). Effect of forging temperature on homogeneity of microstructure and hardness of precision forged steel spur gear. *Materials Chemistry and Physics*, 112(3), 1099–1105. <https://doi.org/10.1016/J.MATCHEMPHYS.2008.07.044>
- Jiang, B., Fu, Y. C., Zhao, Z. C., Ping, B., Wang, H. N., & Ding, W. F. (2016). Experimental Study on Profile Machining of Titanium Alloys with Superabrasive Tools. *Advanced Materials Research*, 60–65. <https://www.scientific.net/AMR.1136.60>
- Khalilpourazary, S. (2021). The effect of the ECAP process on the copper micro gears produced by the forward micro-extrusion process. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 35, 53–62. <https://doi.org/10.1016/J.CIRPJ.2021.05.010>
- Kienzle. (1957). Spezifische Schnittkräfte bei der Metallbearbeitung. *Werkstofftechnik Und Maschinenbau*, 47(5), 224–225.
- Klink, A., Guo, Y. B., & Klocke, F. (2011). Surface Integrity Evolution of Powder Metallurgical Tool Steel by Main Cut and Finishing Trim Cuts in Wire-EDM. *Procedia Engineering*, 19, 178–183. <https://doi.org/10.1016/J.PROENG.2011.11.098>
- Klink, A., Hlavac, M., Herrig, T., & Holsten, M. (2018). Technological and Economical Assessment of Alternative Process Chains for Turbocharger Impeller Manufacture. *Procedia CIRP*, 77, 586–589. <https://doi.org/10.1016/J.PROCIR.2018.08.212>
- Klocke, F., Schmitt, R., Zeis, M., Heidemanns, L., Kerkhoff, J., Heinen, D., & Klink, A. (2015). Technological and Economical Assessment of Alternative Process Chains for Blisk Manufacture. *Procedia CIRP*, 35, 67–72. <https://doi.org/10.1016/J.PROCIR.2015.08.052>
- Klocke, F., Zeis, M., Klink, A., & Veselovac, D. (2012). Technological and Economical Comparison of Roughing Strategies via Milling, EDM and ECM for Titanium- and Nickel-based Blisks. *Procedia CIRP*, 2(1), 98–101. <https://doi.org/10.1016/J.PROCIR.2012.05.048>
- Klocke, Fritz, Klink, A., Veselovac, D., Aspinwall, D. K., Soo, S. L., Schmidt, M., Schilp, J., Levy, G., & Kruth, J. P. (2014). Turbomachinery component manufacture by application of electrochemical, electro-physical and photonic processes. *CIRP Annals*, 63(2), 703–726. <https://doi.org/10.1016/J.CIRP.2014.05.004>

- Klocke, Fritz, Krämer, A., Sangermann, H., & Lung, D. (2012). Thermo-mechanical tool load during high performance cutting of hard-to-cut materials. *Procedia CIRP*, 1(1), 295–300. <https://doi.org/10.1016/J.PROCIR.2012.04.053>
- Kumar, B. V. R. R. (2013). A Review on BLISK Technology. *International Journal of Innovative Research in Science, Engineering and Technology*, 2(5), 1353–1358.
- Lamikiz, A. (2003). *Un modelo para la estimación de la fuerza de corte en el fresado de superficies complejas*. <https://www.semanticscholar.org/paper/Un-modelo-para-la-estimación-de-la-fuerza-de-corte-Mentxaka/ac10fddad3b80e8f8afada085db80912ef4ab3df#citing-papers>
- Lamikiz Mentxaka, A. (2003). *Un modelo para la estimación de la fuerza de corte en el fresado de superficies complejas*.
- Lazoglu, I., & Liang, S. Y. (2007). ANALYTICAL MODELING OF FORCE SYSTEM IN BALL-END MILLING. <Http://Dx.Doi.Org/10.1080/10940349708945648>, 1(2), 219–234. <https://doi.org/10.1080/10940349708945648>
- Lee, P., & Altıntaş, Y. (1996). Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 36(9), 1059–1072. [https://doi.org/10.1016/0890-6955\(95\)00081-X](https://doi.org/10.1016/0890-6955(95)00081-X)
- Li, X., Sosa, M., & Olofsson, U. (2015). A pin-on-disc study of the tribology characteristics of sintered versus standard steel gear materials. *Wear*, 340–341, 31–40. <https://doi.org/10.1016/J.WEAR.2015.01.032>
- Li, Z. L., & Zhu, L. M. (2019). Compensation of deformation errors in five-axis flank milling of thin-walled parts via tool path optimization. *Precision Engineering*, 55, 77–87. <https://doi.org/10.1016/J.PRECISIONENG.2018.08.010>
- Lin, R. S., & Koren, Y. (1996). Efficient Tool-Path Planning for Machining Free-Form Surfaces. *Journal of Engineering for Industry*, 118(1), 20–28. <https://doi.org/10.1115/1.2803642>
- Loney, G. C., & Ozsoy, T. M. (1987). NC machining of free form surfaces. *Computer-Aided Design*, 19(2), 85–90. [https://doi.org/10.1016/S0010-4485\(87\)80050-7](https://doi.org/10.1016/S0010-4485(87)80050-7)
- Martin Bußmann, Jürgen Kraus, E. B. (2005). An Integrated Cost-Effective Approach to Blisk Manufacturing. *Isabe*, 1–9.

-
- Mateo, A. (2014). On the feasibility of BLISK produced by linear friction welding. *Revista de Metalurgia*, 50(3), e023. <https://doi.org/10.3989/REVMETALM.023>
- Merchant, M. E. (1945). Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip. *Journal of Applied Physics*, 16(5), 267. <https://doi.org/10.1063/1.1707586>
- Morishige, K., Kase, K., & Takeuchi, Y. (1997). Collision-free tool path generation using 2-dimensional C-space for 5-axis control machining. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 1997 13:6, 13(6), 393–400. <https://doi.org/10.1007/BF01179033>
- Niyas, S., Winowlin Jappes, J. T., Adamkhan, M., & Brintha, N. C. (2022). An effective approach to predict the minimum tool wear of machining process of Inconel 718. *Materials Today: Proceedings*. <https://doi.org/10.1016/J.MATPR.2021.12.501>
- Oxley, P. L. B. (Peter L. B. (1989). *The mechanics of machining : an analytical approach to assessing machinability*. 242.
- Padmanabhan, R., Oliveira, M. C., & Menezes, L. F. (2011). Lightweight metal alloy tailor welded blanks. *Tailor Welded Blanks for Advanced Manufacturing*, 97–117. <https://doi.org/10.1533/9780857093851.2.97>
- Pereira, O., Rodríguez, A., Barreiro, J., Fernández-Abia, A. I., & de Lacalle, L. N. L. (2017). Nozzle design for combined use of MQL and cryogenic gas in machining. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing - Green Technology*, 4(1), 87–95. <https://doi.org/10.1007/s40684-017-0012-3>
- Petrilli, R. (2012). Super abrasive machining for PM. *Metal Powder Report*, 67(6), 38–41. [https://doi.org/10.1016/S0026-0657\(12\)70179-0](https://doi.org/10.1016/S0026-0657(12)70179-0)
- Póka, G., Mátyási, G., & Németh, I. (2016). Burr Minimisation in Face Milling with Optimised Tool Path. *Procedia CIRP*, 57, 653–657. <https://doi.org/10.1016/J.PROCIR.2016.11.113>
- Rick, M., & Daniel, E. (2000). Reducing Costs in Aircraft: The Metals Affordability Initiative Consortium. *JOM*, 42(3), 24–28. <https://www.tms.org/pubs/journals/jom/0003/martin-0003.html>
- Rolls-Royce. (2019). *Rolls-Royce ships 10,000th blisk from Oberursel*. <https://www.rolls-royce.com/media/press-releases/2019/11-04-2019-ships-10000-blisk-from-oberursel.aspx>

- Ryabchenko, S. V. (2014). Gear grinding with superabrasive dish wheels. *Journal of Superhard Materials 2014 36:6, 36(6)*, 421–427. <https://doi.org/10.3103/S1063457614060082>
- Salgado Garrido, M. Á. (2005). *Definición óptima de trayectorias de fresado de superficies complejas mediante la estimación de la fuerza de corte*. <https://dialnet.unirioja.es/servlet/tesis?codigo=212770&info=resumen&idioma=SPA>
- Sarita, B., & Senthilvelan, S. (2019). Effects of lubricant on the surface durability of an injection molded polyamide 66 spur gear paired with a steel gear. *Tribology International*, *137*, 193–211. <https://doi.org/10.1016/J.TRIBOINT.2019.02.050>
- Senatore, J., Landon, Y., & Rubio, W. (2008). Analytical estimation of error in flank milling of ruled surfaces. *CAD Computer Aided Design*, *40(5)*, 595–603. <https://doi.org/10.1016/J.CAD.2008.02.007>
- Senatore, J., Moniès, F., & Rubio, W. (2012). 5-Axis Flank Milling of Sculptured Surfaces. *Machining of Complex Sculptured Surfaces*, 33–65. https://doi.org/10.1007/978-1-4471-2356-9_2
- Shokrolahhi, N., & Shojaei, E. (2014). *Experimental comparison of iso scallop, iso planar and iso parametric algorithms in machining sculptured surfaces*. *1(2)*, 475–481. <https://www.semanticscholar.org/paper/EXPERIMENTAL-COMPARISON-OF-ISO-SCALLOP%2C-ISO-PLANAR-Shokrollahi-Shojaei/5f304e4cea865f4c9e6638298e65bc2a6597527a#citing-papers>
- Si-meng, L., Xiao-dong, S., Xiao-bo, G., & Dou, W. (2017). Simulation of the deformation caused by the machining cutting force on thin-walled deep cavity parts. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 2017 92:9, 92(9)*, 3503–3517. <https://doi.org/10.1007/S00170-017-0383-1>
- Singh, P. K., Mausam, K., & Islam, A. (2021). Achieving better results for increasing strength and life time of gears in industries using various composite materials. *Materials Today: Proceedings*, *45*, 3068–3074. <https://doi.org/10.1016/J.MATPR.2020.12.062>
- Srinivas, G., Raghunandana, K., & Satish Shenoy, B. (2018). Recent developments in turbomachinery component materials and manufacturing challenges for aero engine applications. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, *314(1)*. <https://doi.org/10.1088/1757-899X/314/1/012012>

-
- Tapp, K. (2016). *Differential Geometry of Curves and Surfaces*. <https://doi.org/10.1007/978-3-319-39799-3>
- TEDAE. (2014). *Tedae presenta los retos del sector aeronáutico en españa: guía estratégica 2015- 2025 ~ TEDAE*. <https://www.tedae.org/es/noticias/tedae-presenta-los-retos-del-sector-aeronautico-en-espana-guia-estrategica-2015-2025>
- Tudor, D. (2015). *Software improves blisk and turbine blade machining - PES Media*. <https://www.pesmedia.com/software-improves-blisk-and-turbine-blade-machining/>
- Tung, C., & Tso, P. L. (2011). Tool path generation and manufacturing process for blades of a compressor rotor. *World Academy of Science, Engineering and Technology*, 76, 172–177. <https://doi.org/10.5281/ZENODO.1059849>
- Ullah, I., Zhang, S., Zhang, Q., & Wang, R. (2021). Numerical investigation on serrated chip formation during high-speed milling of Ti-6Al-4V alloy. *Journal of Manufacturing Processes*, 71, 589–603. <https://doi.org/10.1016/J.JMAPRO.2021.09.056>
- Wang, J., Xu, Z., Wang, J., & Zhu, D. (2021). Electrochemical machining on blisk channels with a variable feed rate mode. *Chinese Journal of Aeronautics*, 34(6), 151–161. <https://doi.org/10.1016/j.cja.2020.08.002>
- Włodzimierz, Wilk, Jacek, T. (2007). Modern technology of the turbine blades removal machining. *Conference, International Operations, Advanced Manufacturing*, 347–355.
- Wu, C. Y. (2012). Arbitrary surface flank milling & flank SAM in the design and manufacturing of jet engine fan and compressor airfoils. *Proceedings of the ASME Turbo Expo*, 5, 21–30. <https://doi.org/10.1115/GT2012-68051>
- Wu, G., Li, G., Pan, W., Raja, I., Wang, X., & Ding, S. (2021). A state-of-art review on chatter and geometric errors in thin-wall machining processes. *Journal of Manufacturing Processes*, 68, 454–480. <https://doi.org/10.1016/J.JMAPRO.2021.05.055>
- Yi, J., Chu, C. H., Kuo, C. L., Li, X., & Gao, L. (2018). Optimized tool path planning for five-axis flank milling of ruled surfaces using geometric decomposition strategy and multi-population harmony search algorithm. *Applied Soft Computing*, 73, 547–561. <https://doi.org/10.1016/J.ASOC.2018.08.041>
- Yilmaz, T. G., Doğan, O., & Karpat, F. (2019). A comparative numerical study of forged bi-metal gears: Bending strength and dynamic response. *Mechanism and Machine Theory*, 141,
-

117–135. <https://doi.org/10.1016/J.MECHMACHTHEORY.2019.07.007>

Zhang, J., Zhu, D., Xu, Z., Zhang, K., Liu, J., Qu, N., & Zhu, D. (2016). Improvement of trailing edge accuracy in blisk electrochemical machining by optimizing the electric field with an extended cathode. *Journal of Materials Processing Technology*, 231, 301–311.

<https://doi.org/10.1016/J.JMATPROTEC.2015.12.025>

Zhao, Z., Wang, D., Wang, T., Shen, W., Liu, H., & Chen, M. (2022). A review: Approaches for aerodynamic performance improvement of lift-type vertical axis wind turbine. *Sustainable Energy Technologies and Assessments*, 49, 101789.

<https://doi.org/10.1016/J.SETA.2021.101789>

Zhuang, K., Zhang, X., Zhang, D., & Ding, H. (2013). On cutting parameters selection for plunge milling of heat-resistant-super-alloys based on precise cutting geometry. *Journal of Materials Processing Technology*, 213(8), 1378–1386.

<https://doi.org/10.1016/J.JMATPROTEC.2013.03.007>

Zorrilla, E., & Muniozgueren, J. (1996). *Dibujo Técnico I Sistemas De Representación (1ª Parte)*.