

Tesis Doctoral

PREDICCIÓN DE FUERZAS DE CORTE Y TOPOGRAFÍA SUPERFICIAL PARA LA MEJORA DEL FRESADO DE ROTORES DE ÁLABES INTEGRADOS

Presentada por
D. Egoitz Artetxe Elorza

en el
Departamento de Ingeniería Mecánica

perteneciente a la
Universidad del País Vasco
Euskal Herriko Unibertsitatea

Para la obtención del título de
Doctor Ingeniero Industrial

Dirigida por
Dr. D. Aitzol Lamikiz Mentxaka
Dr. D. Gorka Urbikain Pelayo

Año 2018

A mi familia

Agradecimientos

Esta tesis ha sido la suma del trabajo y la colaboración de muchas personas durante los últimos años. Quisiera expresar en estas líneas mi más profundo agradecimiento a todas ellas por su ayuda en la realización del presente trabajo.

En primer lugar, quiero agradecer a mis directores de tesis Aitzol Lamikiz y Gorka Urbikain por su apoyo y confianza. Trabajando con ambos he aprendido mucho, tanto a nivel técnico como personal. Gracias a vosotros ha sido posible realizar esta tesis doctoral.

Tampoco hubiese sido posible alcanzar los frutos obtenidos, sin la colaboración de Luis Norberto López de Lacalle, David Olvera y Fran Campa. Como olvidar las charlas didácticas en el taller mecánico en busca de nuevas soluciones. Gracias por vuestra ayuda y disposición.

Gracias a la empresa ITP Aero por apostar por la transferencia de conocimiento entre universidad y empresa, y permitir formarme en el entorno productivo. Agradezco su colaboración al departamento de Tecnología de Fabricación, en especial a mis tutores en la empresa Plácido Rodal e Iker Zamakona, así como a Mikel y Raúl.

Probablemente mi grupo de trabajo en “la pecera” haya sido uno de los mayores apoyos durante este camino. Gracias Octavio, Rober e Iker por todo lo que he aprendido trabajando con vosotros, y por ofrecerme tantos buenos momentos. Me acuerdo también del resto de compañeros del taller mecánico con los que ha sido un placer compartir trabajo y momentos de ocio. Gracias Asier, Iván, Amaia, Iñaki, Álvaro, Adrián, Haizea, Izaro, Silvia, Leire, Gorka, Olatz, Mario, Antonio, Exe, Miguel, Iker, Pablo y otros muchos; gracias por vuestra ayuda. Gracias también al resto de profesores del grupo de Fabricación.

Por último, tengo que agradecer a las personas del IMH con las que he trabajado durante estos dos últimos años. El gran ambiente de trabajo y el apoyo que me habéis ofrecido, me han ayudado inmensamente en la finalización de este proyecto. Gracias Iker, Aintzane, Xabier, Josetxo, Beñat, Urtzi, Aitor, Mario, Joseba, Iñaki, Edurne, Itziar, Monika, Roberto, Jaione, Naiara, Itziar, Fermin e Ixaka. Eskerri asko bihotzez.

Resumen

Los rotores de álabes integrados consisten en discos rotativos con álabes fabricados en una sola pieza, y están siendo cada vez más utilizados en los motores aeronáuticos, debido a sus ventajas en cuanto a fiabilidad, reducción del peso, eficiencia y reducción de ruido. Estos componentes plantean uno de los problemas más difíciles desde el punto de vista del mecanizador, ya que se combinan tres factores críticos: 1) el fresado de superficies complejas en 5 ejes continuos, 2) materiales de baja maquinabilidad que generan grandes fuerzas de corte y altas temperaturas durante el mecanizado y, por último, 3) presencia de paredes delgadas y estructuras poco rígidas que son propensas a deformarse o vibrar durante el mecanizado.

En este trabajo se define una metodología fiable de diseño y verificación de operaciones de fresado en cinco ejes de IBR-s. En una primera fase experimental de fabricación de geometrías de impeller y blisk, se han estudiado y analizado los diferentes tipos de operaciones de desbaste y acabado, así como las herramientas de geometría tradicional y las de nuevo diseño. En concreto, existe gran interés en introducir las nuevas geometrías de fresa de barril en el sector aeronáutico en operaciones de semiacabado y acabado de álabes. El elevado radio de curvatura del contorno permite reducir el número de pasadas, y por lo tanto el tiempo de mecanizado, sin aumentar el tamaño de la herramienta.

Para completar la metodología propuesta se han desarrollado herramientas predictivas de la topografía y rugosidad superficial de la pieza, y de las fuerzas de corte del proceso. Por un lado, se ha validado un modelo de predicción basado en la substracción de sólidos, para operaciones de fresado periférico con fresa cilíndrica considerando la flexión estática de la pared. Por otro lado, se han desarrollado dos modelos enfocados a las operaciones de cinco ejes con fresas de barril. El primero de ellos permite simular la topografía y rugosidad teniendo en cuenta el runout de la herramienta y la orientación de la fresa. El segundo modelo propuesto predice las fuerzas de corte en mecanizados utilizando fresas de barril, para condiciones de corte estacionarias y en las que no se producen deflexión de pieza o herramienta.

ÍNDICE GENERAL

Índice general	I
Índice de figuras	IV
Índice de tablas	VIII
Nomenclatura	IX
CAPÍTULO 1. Introducción	1
1.1. CONTEXTO TECNOLÓGICO	1
1.2. OBJETIVOS	5
1.3. ORGANIZACIÓN DE LA MEMORIA	6
CAPÍTULO 2. Estado de la técnica del fresado multieje de IBR-s	7
2.1. INTRODUCCIÓN	7
2.2. EL MOTOR AERONÁUTICO	8
2.2.1 Motor turbofan	9
2.2.2 Motores turbohélice y turboeje	11
2.2.3 Motor Propfan	11
2.3. ROTORES DE ÁLABES INTEGRADOS	12
2.3.1 Diseño de IBR-s: geometría, requisitos y materiales	14
2.3.2 Procesos de fabricación de IBR-s	20
2.3.3 Medición de pieza	24
2.4. PROCESO DE FRESADO DE IBR-S	26
2.4.1 Herramientas y utillaje en el fresado de IBR-s	26
2.4.2 Configuraciones de máquina herramienta para la fabricación de IBR-s	29
2.4.3 Problemática del fresado de IBR-s	31
2.5. CAM: TRAYECTORIAS DE FRESADO EN CINCO EJES	33
2.5.1 Operaciones de desbaste	38
2.5.2 Operaciones de acabado	39

2.5.3 Simulación de operaciones	42
2.6. IMPORTANCIA DE LA MODELIZACIÓN EN EL FRESADO	43
2.6.1 Modelos de fuerzas de corte	44
2.6.1.1 Modelo geométrico del fresado.....	51
2.6.1.2 Modelos de fuerzas con deflexión estática.....	56
2.6.1.3 Modelos de fuerzas dinámicas.....	58
2.6.1.4 Modelos de fuerzas aplicados a IBR-s	61
2.6.2 Modelos de predicción de topografía superficial	63
2.7. ASPECTOS MÁS RELEVANTES DEL ANÁLISIS DEL ESTADO DEL ARTE DEL FRESADO EN CINCO EJES.....	69
CAPÍTULO 3. Desarrollo de una metodología para el fresado en cinco ejes de IBR-s.....	71
3.1. INTRODUCCIÓN.....	71
3.2. FASE EXPERIMENTAL DE MECANIZADO DE IBR-S.....	72
3.2.1. Metodología de partida para el proceso de mecanizado de IBR-s.....	72
3.2.2. Diseño de trayectorias de desbaste en IBR-s.....	76
3.2.3. Diseño de trayectorias de acabado en cinco ejes con nuevas geometrías de fresa de barril.....	82
3.2.4 Desarrollo de un proceso de mecanizado en cinco ejes para un impeller y un blisk de Ti6Al4V	89
3.3. METODOLOGÍA PARA EL MECANIZADO DE IBR-S.....	98
CAPÍTULO 4. Modelos de predicción de fuerzas de corte y topografía superficial	101
4.1. INTRODUCCIÓN.....	101
4.2. MODELO DE PREDICCIÓN DE TOPOGRAFÍA EN FRESADO PERIFÉRICO CONSIDERANDO LA FLEXIÓN ESTÁTICA DE LA PARED	102
4.2.1 Modelizado de la geometría de la herramienta y el runout	102

4.2.2 Predicción de la superficie topográfica en condiciones de alta rigidez	105
4.2.3 Predicción topográfica de la superficie considerando la flexión estática de la pared .	107
4.3. MODELOS DE PREDICCIÓN PARA EL MECANIZADO EN CINCO EJES CON FRESAS DE BARRIL	111
4.3.1 Modelo geométrico de la fresa de barril	112
4.3.2 Modelo de predicción de la topografía y etapa de simulación teórica	114
4.3.3 Modelo estático de fuerzas de corte y etapa de simulación teórica.....	119
CAPÍTULO 5. Validación experimental de los modelos de fuerzas de corte y predicción de topografía	131
5.1. INTRODUCCIÓN.....	131
5.2. VALIDACIÓN DEL MODELO DE PREDICCIÓN DE TOPOGRAFÍA EN FRESADO PERIFÉRICO CONSIDERANDO LA FLEXIÓN ESTÁTICA DE LA PARED	131
5.3. VALIDACIÓN DEL MODELO DE PREDICCIÓN DE TOPOGRAFÍA EN FRESADO EN CINCO EJES CON FRESAS DE BARRIL	136
5.3.1. Medición e inclusión en el modelo del runout variable.....	136
5.3.2. Verificación experimental del modelo de topografía.....	138
5.4. VALIDACIÓN DEL MODELO DE FUERZAS MECANÍSTICO PARA FRESADO EN CINCO EJES CON FRESAS DE BARRIL	143
5.4.1 Caracterización herramienta-material	143
5.4.2 Verificación experimental del modelo de fuerzas	144
CAPÍTULO 6. Aportaciones y líneas futuras	151
6.1. APORTACIONES.....	151
6.2. LÍNEAS FUTURAS	153
BIBLIOGRAFÍA.....	155

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1. 1 Previsiones de nuevos aviones (fuente: CMO 2016 - 2035 Boeing).....	2
Figura 2. 1 Partes y diagrama de funcionamiento de un motor turboreactor.....	8
Figura 2. 2 Sección de un motor turbofan.....	9
Figura 2. 3 Unducted fan GE36 de General Electric y prototipo propfan RB3011 de Rolls-Royce	12
Figura 2. 4 Imagen de blisks e impeller en el motor turbofan HF-120 (GE-Honda)	13
Figura 2. 5 Nomenclatura de geometrías de blisk e impeller (Diseñadas en el módulo CAD de NX)	15
Figura 2. 6 Superficies regladas desarrollables/alabeadas [Harik et al., 2012; Fan et al, 2013].....	16
Figura 2. 7 Simulaciones de flujo en impeller [Robinson et al., 2012]; y resonancias en álabe [Chromek, 2016]	17
Figura 2. 8 Resistencia mecánica específica en función de la temperatura [Klocke et al., 2014].....	18
Figura 2. 9 Arranque de material en aleaciones de titanio y níquel para un fresado trocoidal	19
Figura 2. 10 Bling de TMC para el motor del EJ200 [Chatterjee, 2011]	20
Figura 2. 11 Etapas de unión de álabes mediante LFW [Bußmann, 2005]	21
Figura 2. 12 Máquina de ECM marca EMAG. Sección del álabe y los cátodos [Klocke et al., 2014]	22
Figura 2. 13 Etapas del proceso de reparación de álabes mediante LMD [Buchbinder, 2014]	24
Figura 2. 14 Medición de un impeller mediante una sonda de cinco ejes REVO de Renishaw. Comparación de la medición del leading Edge de un álabe con una máquina de medir por coordenadas y un scanner de luz estructurada ATOS de GOM [Orchard, 2009]	25
Figura 2. 15 Portaherramientas térmico y utillaje de sujeción para el mecanizado de blisks.....	28
Figura 2. 16 Configuraciones de máquinas para mecanizado de IBR-s (fuente: Starrag. modificado)	29
Figura 2. 17 Centro de mecanizado Hermle C 50 UMT de configuración RLLL.....	30
Figura 2. 18 Dos configuraciones RLLL: MILL2000 de Chiron y NB 251 de Starrag.....	31
Figura 2. 19 Principales problemas en el mecanizado en cinco ejes de IBR-s	33
Figura 2. 20 Comparación de objetivos según precisión, y disminución de tiempo y desgaste para las operaciones de desbaste, semiacabado y acabado.....	34
Figura 2. 21 Representación gráfica de interferencias locales (a), (b); y globales (c) [Tang, 2014]	35
Figura 2. 22 Estrategias de ranurado (a), fresado trocoidal (b) y fresado en penetración (c)	38
Figura 2. 23 Fresa de disco Iscar FDN-XN13. Patente de disco esférico [General Electric, 2013].....	39
Figura 2. 24 Contactos en la herramienta en operaciones de point y flank milling.....	40
Figura 2. 25 Pasada con fresa esférica y de barril. Diseños de fresa de barril de Emuge-Franken.....	41
Figura 2. 26 Iteración de cálculo de nueva superficie. Mecanizado Flank SAM [Wu, 2012]	42

Figura 2. 27 Diagramas de fuerzas y velocidades en el modelo de plano de cizalladura [fuente modificada: Altintas, 2012]	46
Figura 2. 28 Geometría del proceso de corte oblicuo [fuente: Altintas, 2012]	47
Figura 2. 29 Discretización del filo de corte helicoidal [Stephenson y Agapiou, 2016; Altintas, 2012]	51
Figura 2. 30 Espesor de viruta en el proceso de fresado [fuente modificada: Altintas, 2012]	52
Figura 2. 31 Modelo geométrico de una fresa general [fuente: Engin y Altintas, 1999]	54
Figura 2. 32 Modelo dinámico de fresa flexible; espesor de viruta dinámico [Altintas, 2012]	60
Figura 3. 1 Análisis de espesores respecto a la geometría de la pieza	72
Figura 3. 2 Simulación cinemática de la IBARMIA ZV25	73
Figura 3. 3 Proceso de mecanizado en cinco ejes para rotores de álabes integrados	75
Figura 3. 4 Geometría de impeller a mecanizar y fresa cónica de desbaste utilizada	76
Figura 3. 5 Operación Blade Rough: Trayectoria, simulación y mecanizado	77
Figura 3. 6 Operación Multiaxis Rough: Ajuste de orientaciones, simulación y mecanizado	78
Figura 3. 7 Operación trocoidal en cinco ejes: trayectoria y mecanizado	79
Figura 3. 8 Operación Variable Curve y esquema trayectoria Plunge	80
Figura 3. 9 Indicadores, y gráficos de evaluación y comparación de las operaciones de desbaste.	81
Figura 3. 10 Dimensiones de las fresas de barril seleccionadas para los test.....	82
Figura 3. 11 Puntos del filo medidos superpuestos sobre el croquis de la fresa de diámetro 8 mm.....	83
Figura 3. 12 Modelos de fresa de NX: a) barril de 8 parámetros; b) general de 10 parámetros.....	83
Figura 3. 13 Geometría blisk y geometría del álabe extraído	84
Figura 3. 14 Simulación geométrica Show Thickness by color de los álabes 1 y 2	85
Figura 3. 15 Trayectoria, IPW y mecanizado del álabe 3 con fresa de barril.....	88
Figura 3. 16 Comparación de la medición de la pieza con el CAD original en los álabes 1 y 3.....	88
Figura 3. 17 Trayectoria y mecanizado de la operación de desbaste.....	90
Figura 3. 18 Trayectoria y mecanizado de la operación de semiacabado A	90
Figura 3. 19 Trayectoria de acabado. Mecanizado de las operaciones de acabado y semiacabado B	91
Figura 3. 20 Trayectoria y mecanizado de la operación de acabado del hub	92
Figura 3. 21 Proceso global de mecanizado del impeller de Ti6Al4V	92
Figura 3. 22 Trayectoria y mecanizado del desbaste A. Portaherramienta y fresa	93
Figura 3. 23 Trayectoria y mecanizado del desbaste B. Portaherramienta y fresa	93
Figura 3. 24 Trayectorias y mecanizado de los semiacabados A y B.....	94
Figura 3. 25 Trayectorias de acabado del hub en zig y zig-zag. Mecanizado de acabado del hub	95
Figura 3. 26 Estrategias generadas para el acabado de los álabes/splitters del impeller	95
Figura 3. 27 Acabados de splitter en point y flank milling. Rotura parcial del redondeo	96

Figura 3. 28 Comparación entre el análisis de arranque de material (CAM) y la medición de la pieza final (imágenes parte inferior).....	97
Figura 3. 29 Metodología propuesta para el mecanizado en cinco ejes de IBR-s.....	100
Figura 4. 1 Representación esquemática del proceso de simulación virtual.....	102
Figura 4. 2 Representaciones de los ejes ideal y real de la herramienta.....	103
Figura 4. 3 Variación del radio a lo largo de la profundidad de corte para diferentes ángulos de hélice....	105
Figura 4. 4 Simulación de topografía a) concentricidad ideal de la fresa, b) con runout.....	106
Figura 4. 5 Descripción morfológica de las bandas de heterogeneidad.....	107
Figura 4. 6 Representación esquemática de la discretización de la herramienta.....	108
Figura 4. 7 Representación de los límites de inmersión radial con y sin runout.....	109
Figura 4. 8 Mecanizado de un álabe de impeller. Teoría de vigas aplicada a una pared delgada.....	110
Figura 4. 9 Diagrama de equilibrio cuasiestático en fresado periférico de paredes delgadas.....	110
Figura 4. 10 Parametrización geométrica de herramienta general y aplicados a una fresa de barril.....	112
Figura 4. 11 Posicionamiento de la fresa con los ángulos lead y tilt.....	114
Figura 4. 12 Trayectorias de los puntos del filo (magenta) y la evolvente (negro) para varios discos axiales	115
Figura 4. 13 Vistas 3D y superior de la superficie resultante de una simulación.....	116
Figura 4. 14 Rugosidad a lo largo del eje z y perfil de rugosidad en la dirección de avance variando D....	117
Figura 4. 15 Rugosidad a lo largo del z y perfil de rugosidad en la dirección de avance variando D2.....	117
Figura 4. 16 Rugosidad a lo largo del eje z variando el ángulo de hélice (i_0).....	118
Figura 4. 17 Predicción de topografías variando el ángulo de hélice, con el error de forma eliminado.....	118
Figura 4. 18 Posicionamiento de la fresa con los ángulos lead y tilt.....	121
Figura 4. 19 Comparación fuerzas de corte de fresas cilíndrica y de barril.....	124
Figura 4. 20 Mecanizado con fresas de barril: $D = 8 \text{ mm}$, $D_2 = 160 \text{ mm}$, $Z = 3$, $S = 8,000 \text{ rpm}$, $f_z = 0.15 \text{ mm}$, $K_t = 600 \text{ MPa}$ / $K_r = 400 \text{ MPa}$ / $K_a = 125 \text{ MPa}$. a. Concordancia con $a_e = 0.2 \text{ mm}$; b. Concordancia con $a_e = 0.4 \text{ mm}$; c. Oposición con $a_e = 0.2 \text{ mm}$; d. Oposición con $a_e = 0.4 \text{ mm}$	125
Figura 4. 21 Efecto runout constante y variable. Concordancia, $D = 8 \text{ mm}$, $D_2 = 160 \text{ mm}$, $i_0 = 30^\circ$, $Z = 3$, $S = 5,000 \text{ rpm}$, $f_z = 0.15 \text{ mm}$, $a_p = 11.28 \text{ mm}$, $a_e = 0.8 \text{ mm}$, $K_{tc} = 600 \text{ MPa}$ / $K_{rc} = 400 \text{ MPa}$...	126
Figura 4. 22 Efecto del ángulo tilt: $D = 8 \text{ mm}$, $D_2 = 160 \text{ mm}$, $Z = 3$, $S = 8,000 \text{ rpm}$, $f_z = 0.15 \text{ mm}$, $K_{tc} = 600 \text{ MPa}$ / $K_{rc} = 400 \text{ MPa}$ / $K_{ac} = 125 \text{ MPa}$. a. Concordancia con $a_e = 0.2 \text{ mm}$; b. Oposición con $a_e = 0.2 \text{ mm}$; c. Concordancia con $a_e = 0.4 \text{ mm}$; d. Oposición con $a_e = 0.4 \text{ mm}$	127
Figura 4. 23 Integración axial de la sección de viruta para concordancia (centro) y oposición (derecha) para $a_e = 0.2 \text{ mm}$ y tilt = 0° (arriba) / 4° (mitad) / 8° (abajo).....	128

Figura 4. 24 a. Posicionamiento de herramienta; b. Operaciones en concordancia y oposición variando el ángulo lead: $D = 8 \text{ mm}$, $D2 = 160 \text{ mm}$, $Z = 3$, $S = 8,000 \text{ rpm}$, $f_z = 0.15 \text{ mm}$, $K_t = 600 \text{ MPa}$ / $K_r = 400 \text{ MPa}$ / $K_a = 125 \text{ MPa}$	129
Figura 5. 1 Montaje experimental. Predicción y medición de desplazamientos y fuerzas de corte	133
Figura 5. 2 Errores de forma y de superficie combinados en condiciones de alta rigidez y en paredes de 50 y 70 mm: Arriba) Predicción de topografías. Abajo) Topografías medidas	134
Figura 5. 3 Error superficial en condiciones de alta rigidez y en paredes de 50 y 70 mm: Arriba) Predicción de topografías. Abajo) Topografías medidas	136
Figura 5. 4 Medición del runout de los filos de corte en z, y aproximación polinómica	137
Figura 5. 5 Caso 1: Vistas 3D y 2D de la topografía medida (microscopio Leica) y la simulación realizada	139
Figura 5. 6 Perfiles de rugosidad de los test 1, 5 y 7: simulación (azul) y medición Leica (verde).....	140
Figura 5. 7 Comparación de la rugosidad para diferentes ángulos tilt.....	140
Figura 5. 8 Evolución de la rugosidad Ra a lo largo de z para diferentes ángulos de lead	141
Figura 5. 9 Topografías superficiales eliminado el error de forma para diferentes ángulos lead (de izquierda a derecha: -6° , -4° , 0° , 4° y 6°	141
Figura 5. 10 Variación de la rugosidad para diferentes avances: a) Fresa diámetro 8 (casos 1 y 5); b) Fresa diámetro 10 (casos 7 y 8)	142
Figura 5. 11 Rugosidad considerando (with) y despreciando (w/o) el runout de la herramienta: a) Fresa diámetro 8 (casos 1 y 3); b) Fresa diámetro 10 (casos 7 y 8)	142
Figura 5. 12 Centro de mecanizado, mesa dinamométrica, amplificador y analizador de señales	143
Figura 5. 13 Fuerzas de corte medidas y simuladas: casos 1 / 2 / 3 ángulo tilt	146
Figura 5. 14 Fuerzas de corte medidas y simuladas: casos 1 / 2 ángulo lead	147
Figura 5. 15 Fuerzas de corte medidas y simuladas: casos 4 / 5 / 6 ángulo lead + tilt.....	148
Figura 5. 16 Caso 4: $ae = 0.3 \text{ mm}$ / tilt = 6° / lead = 6° / $S = 4,000 \text{ rpm}$ / $f_z = 0.06 \text{ mm}$; a) Fuerzas medidas (arriba): ampliación zona inicial y final (abajo) de la operación; b) Fuerzas postprocesadas (arriba) y simuladas (abajo)	149

ÍNDICE DE TABLAS

<i>Tabla 1. 1 Vista de conjunto de nuevas tecnologías del motor aeronáutico [fuente: IATA 2013]</i>	<i>4</i>
<i>Tabla 2. 1 Aplicaciones de fresas frontal /tórica, cónica, esférica y barril.....</i>	<i>27</i>
<i>Tabla 2. 2 Parámetros geométricos para las fresas más comunes.....</i>	<i>54</i>
<i>Tabla 3. 1 Indicadores de verificación y evaluación del proceso de mecanizado de IBR-s.....</i>	<i>75</i>
<i>Tabla 3. 2 Coordenadas de los puntos medidos en el contorno y distancia a la curva dibujada</i>	<i>83</i>
<i>Tabla 3. 3 Condiciones de corte de las operaciones de acabado.....</i>	<i>86</i>
<i>Tabla 4. 1 Parámetros de runout medidos para un binomio fresa-portaherramientas</i>	<i>104</i>
<i>Tabla 4. 2 Ángulos de entrada y salida para herramienta con y sin runout.....</i>	<i>109</i>
<i>Tabla 4. 3 Condiciones y rugosidad calculada en el análisis de variación del diámetro de herramienta</i>	<i>117</i>
<i>Tabla 4. 4 Condiciones y rugosidad calculada en el análisis de variación del radio de flanco (R2)</i>	<i>117</i>
<i>Tabla 4. 5 Condiciones y rugosidad calculada en el análisis de variación del ángulo de hélice (i0).....</i>	<i>118</i>
<i>Tabla 4. 6 Condiciones de simulación: concordancia y oposición, ángulo de hélice y profundidad</i>	<i>125</i>
<i>Tabla 4. 7 Condiciones de simulación: concordancia, oposición, ángulo de hélice y profundidad</i>	<i>127</i>
<i>Tabla 4. 8 Condiciones de simulación: concordancia - oposición, ángulo de hélice y profundidad</i>	<i>128</i>
<i>Tabla 5. 1 Parámetros experimentales en condiciones de flexibilidad.....</i>	<i>132</i>
<i>Tabla 5. 2 Características y runout de la herramienta.....</i>	<i>132</i>
<i>Tabla 5. 3 Funciones polinómicas de runout variable para los filos de las fresas de 8 y 10 mm.....</i>	<i>137</i>
<i>Tabla 5. 4 Condiciones de corte en los test experimentales</i>	<i>138</i>
<i>Tabla 5. 5 Valores de Ra y Rz [μm] medidos y simulados</i>	<i>139</i>
<i>Tabla 5. 6 Condiciones de los ensayos de caracterización y coeficientes de corte Ktc, Krc, Kac.....</i>	<i>144</i>
<i>Tabla 5. 7 Condiciones de los ensayos con ángulo tilt</i>	<i>145</i>
<i>Tabla 5. 8 Fuerzas medias experimentales y simuladas de los ensayos con ángulo tilt</i>	<i>145</i>
<i>Tabla 5. 9 Condiciones de los ensayos con ángulo lead</i>	<i>146</i>
<i>Tabla 5. 10 Fuerzas medias experimentales y simuladas de los ensayos con ángulo lead</i>	<i>147</i>
<i>Tabla 5. 11 Condiciones de los ensayos con ángulos lead y tilt</i>	<i>147</i>
<i>Tabla 5. 12 Fuerzas medias experimentales y simuladas de los ensayos con ángulos lead y tilt</i>	<i>148</i>
<i>Tabla 5. 13 Condiciones del ensayo en cinco ejes interpolados</i>	<i>149</i>
<i>Tabla 5. 14 Fuerzas medias experimentales y simuladas de los ensayos en cinco ejes.....</i>	<i>150</i>

Nomenclatura

Acrónimos

<i>API</i>	<i>Aplication Programing Interface</i>
<i>BPR</i>	<i>Bypass Ratio</i>
<i>CAD</i>	<i>Computer Aided Design</i>
<i>CAM</i>	<i>Computer Aided Manufacturing</i>
<i>CSG</i>	<i>Constructive Solid Geometry</i>
<i>ECM</i>	<i>Electrochemical Machining</i>
<i>EDM</i>	<i>Electrical Discharge Machining</i>
<i>GTF</i>	<i>Geared Turbofan</i>
<i>HIP</i>	<i>Hot Isostatic Pressing</i>
<i>IBR</i>	<i>Integral Bladed Rotor</i>
<i>IHFP</i>	<i>Inductive High Frequency Pressure Welding</i>
<i>IMC</i>	<i>Intermetallic Matrix Composite</i>
<i>LFW</i>	<i>Linear Friction Welding</i>
<i>LMD</i>	<i>Laser Metal Deposition</i>
<i>MMC</i>	<i>Metal Matrix Composite</i>
<i>OPR</i>	<i>Overall Pressure Ratio</i>
<i>SAM</i>	<i>Superabrasive Machining</i>
<i>SLM</i>	<i>Selective Laser Melting</i>
<i>TMC</i>	<i>Titanium Matrix Composite</i>
<i>VMS</i>	<i>Virtual Manufacturing System</i>

Variables

<i>Ángulo de desfase radial</i>	$\psi(z)$
<i>Ángulo de hélice</i>	i_0
<i>Ángulo de inmersión axial</i>	$\kappa(z)$
<i>Ángulo de inclinación tilt del eje</i>	τ
<i>Avance por revolución</i>	f_z [mm/rev]
<i>Coefficientes de corte de cizalladura tangencial, radial y axial</i>	K_{tc}, K_{rc}, K_{ac} [N/m ²] o [MPa]
<i>Coefficientes de corte de rozamiento tangencial, radial y axial</i>	$K_{tes}, K_{res}, K_{aes}$ [N/m]

<i>Componentes de la fuerza de corte en las direcciones X, Y y Z</i>	F_x, F_y, F_z
<i>Componentes de la fuerza radial, axial y tangencial</i>	F_r, F_a, F_t
<i>Coordenadas reales del eje de la herramienta en una sección k</i>	x_k, y_k
<i>Deflexión de la pared</i>	δy
<i>Diámetro del contorno fresa de barril</i>	D_2
<i>Diámetro del Mango</i>	D
<i>Diferencial de espesor de viruta</i>	db
<i>Ejes cartesianos del centro de mecanizado</i>	XYZ
<i>Longitud diferencial del elemento de filo</i>	ds
<i>Parametrización geométrica en una herramienta general</i>	$\alpha, \beta, R_x \text{ y } R_r$
<i>Posición angular del plano de Tilt</i>	λ
<i>Profundidad de corte axial</i>	$a_p [\text{mm}]$
<i>Profundidad de corte radial</i>	$a_c [\text{mm}]$
<i>Rotación angular del filo j</i>	$\phi_{k,j}$
<i>Runout de la herramienta en una sección k</i>	ρ_k
<i>Sistema de referencia de la herramienta</i>	xyz
<i>Sistema local a lo largo del filo de corte</i>	tra
<i>Sistema relativo al avance de la herramienta</i>	fcn
<i>Velocidad de avance</i>	$v_f [\text{mm} / \text{min}]$
<i>Velocidad de corte</i>	$V_c [\text{m} / \text{min}]$
<i>Velocidad de giro</i>	$S [\text{rpm}]$

CAPÍTULO 1. INTRODUCCIÓN

1.1. CONTEXTO TECNOLÓGICO

El proceso de globalización ha dado lugar a que el transporte aéreo haya sufrido un progresivo crecimiento durante las últimas décadas. A pesar de estar influenciado por factores como la economía mundial o el precio del combustible, ha demostrado superar con gran fortaleza diferentes crisis mundiales. Las predicciones realizadas para las próximas dos décadas prevén que este crecimiento continúe. El análisis de mercado presentado por Boeing (“*Current Market Outlook 2017-2036*” [Boeing, 2017]) predice un aumento del tráfico aéreo en torno al 5% anual durante este periodo, lo que supondría duplicar la tasa de crecimiento de los últimos 30 años. Según este informe se necesitarán más de 40.000 aviones de pasajeros y 900 de carga nuevos. Más del 40% de estas nuevas unidades para el tráfico de pasajeros se utilizarán en la renovación de la actual flota. De esta manera en los próximos 20 años se duplicaría la actual flota de aviones. También el estudio realizado por Airbus (“*Global Market Forecast 2017-2036*” [Airbus, 2017]) pronostica una evolución similar del sector. Ambos coinciden en que el 70% de los

aviones fabricados serán de pasillo único (*single aisle*), y que casi el 40% de los nuevos pedidos serán para el mercado de Asia/Pacífico. Esta tendencia tiene reflejo en la demanda de los diferentes componentes del avión. En lo que a los motores hace referencia en la próxima década la flota de motores en activo aumentará en 18.000 unidades y será necesario reemplazar más de 14.000 motores por modelos de nueva generación [Oliver Wyman, 2016]. Según este análisis en el año 2026 más de la mitad de la flota de motores estará compuesta de modelos de nueva generación.

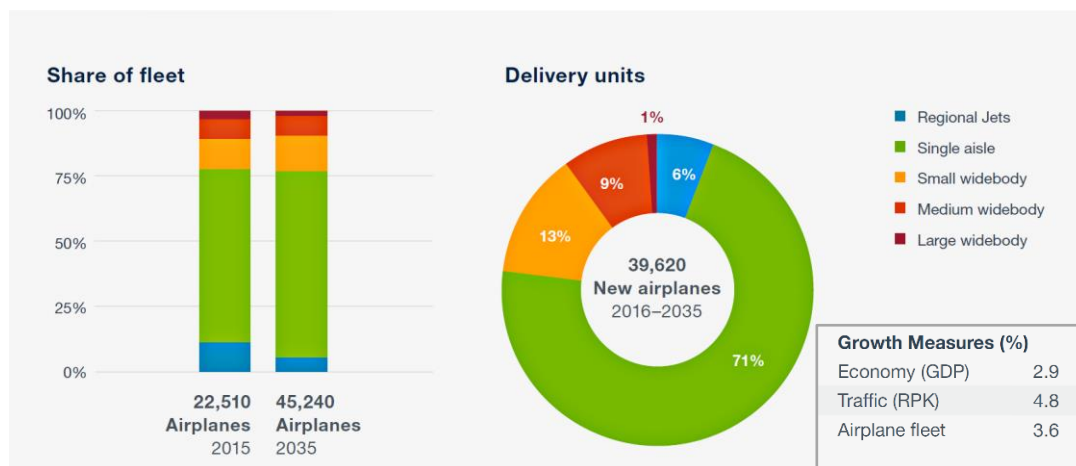


Figura 1. 1 Previsiones de nuevos aviones (fuente: CMO 2016 - 2035 Boeing)

Esta elevada demanda de aviones está siendo acompañada con una significativa inversión en el desarrollo de nuevas tecnologías. Las investigaciones se están centrando en el diseño de fuselajes que mejoren la aerodinámica, estructuras y materiales más ligeros, nuevas arquitecturas de motores más eficientes, así como en la búsqueda de nuevos biocombustibles y nuevas fuentes de energía, o la reciclabilidad de los aviones.

El uso de aviones más eficientes no solo permite reducir los costes de consumo, sino que a su vez ayuda a reducir el impacto medioambiental teniendo en cuenta el aumento de tráfico aéreo citado. Por este motivo durante los últimos años instituciones mundiales como ICAO (*International Civil Aviation Organization*), NASA (*National Aeronautics and Space Administration*) o ACARE (*Advisory Council for Aviation Research and innovation in Europe*) entre otras, han propuesto diferentes metas para una gestión medioambiental sostenible [IATA, 2013]. Las metas y requerimientos ACARE se crearon con el objetivo de guiar a los diferentes campos del sector aeronáutico europeo a través de los retos tecnológicos, económicos, de legislación y de certificación futuros [ACARE, 2011]. En concreto en la comisión Flightpath 2050, se proponen

como principales objetivos medioambientales desarrollar para el año 2050 tecnologías y procedimientos que permitan reducir respecto al nivel de referencia del año 2000: a) en un 75% las emisiones de CO₂ por pasajero kilómetro, b) en un 90% las emisiones de NO_x y c) en un 65% el ruido externo percibido.

Un ejemplo del esfuerzo realizado en Europa en esta área son los programas Clean Sky y Clean Sky 2 [Clean Sky, 2008-2014]. Estas iniciativas tecnológicas conjuntas JTI (*Joint Technology Initiatives*) son consorcios público-privados entre la Comisión Europea y la industria aeronáutica para impulsar la reducción del impacto medioambiental de la aviación y potenciar la colaboración de la industria y el sistema público de investigación. El primer Clean Sky ha sido uno de los proyectos europeos de investigación más ambiciosos llevados a cabo, partiendo de las tecnologías desarrolladas en proyectos anteriores como CLEAN (*Component Validator of Environmentally Friendly Aero-Engine*), VITAL (*Environmentally Friendly Engine*), NEWAC (*New Aero Engine Core Concepts*) o DREAM (*Validation of Radical Engine Architecture Systems*), y con la participación de las empresas más punteras del sector aeronáutico. Su continuación, el programa Clean Sky 2, está ya en marcha con un presupuesto de 4.000 millones de €, de los cuales la UE aporta 1.800 millones de euros del presupuesto del programa Horizon 2020.

Como se ha comentado, parte de estas mejoras se prevén obtener de los nuevos diseños de motores y sus componentes. En la Tabla 1.1, publicada en el informe IATA Technology Roadmap de junio de 2013 [IATA, 2013], se muestran una recopilación de las nuevas tecnologías a aplicar en los futuros motores, detallando para cada una de ellas la reducción de consumo de combustible que supondrían, el nivel de madurez en el que se encontraban según la escala TRL [ESA, 2015] y la fecha prevista de aplicabilidad de la tecnología. Los discos integrales rotativos, objeto de estudio de esta tesis doctoral, también se encuentran entre estos nuevos desarrollos. En concreto la tecnología blisk (*bladed disk*), actualmente ya incorporada en los motores de última generación, favorece una reducción del consumo de combustible del 1 al 3%. Estos componentes destacan además por su mayor fiabilidad, una considerable reducción del peso y la simplificación del mantenimiento respecto a los tradicionales discos con álabes ensamblados.

Tabla 1. 1 Vista de conjunto de nuevas tecnologías del motor aeronáutico [fuente: IATA 2013]

Group	Concept	Technology	Fuel Reduction Benefits	Current development status (TRL#)	Availability of technology (calculated)
New engine Architecture	Geared Turbofan (system arch)		10 to 15%	7	2016
	Advanced Turbofan (system arch)		10 to 15%	7	2016
	Counter Rotating fan (system arch)		15 to 20%	3	2023
	Open Rotor/Unducted fan (system arch)		15 to 20%	5	2019
	New engine core concepts (2nd GeN)		25 to 30%	2	2026
	Embedded distributed Multi-fan (2nd GeN System)		< 1%	2	2026
Advanced engine Concepts Advanced engine Concepts	Fan	Component Improvements	2 to 6%	8	2013
		Zero Hub fan	2 to 4%	7	2016
		Very High BPR fan	2 to 6%	7	2016
		Variable fan Nozzle	1 to 2%	7	2016
	Combustor	Variable flow Splits	1 to 2%	5	2020
		Ultra compact low-emission combustor	1 to 2%	5	2020
		Advanced Combustor	5 to 10%	8	2013
	Compressor	Bling-concept	1 to 3%	3	2023
		Blisk-concept	1 to 3%	7	2016
		Variable Geometry Chevron		< 1%	5
Nacelles and Installation	Buried engines		1 to 3%	5	2020
	Reduced nacelle weight		1 to 3%	7	2016
EngineCycles	Adaptive Cycles		5 to 15%	2	2030
	Pulse detonation		5 to 15%	2	2030
	Boundary Layer Ingestion Inlet		1 to 3%	3	2023
	Ubiquitous composites(2nd GeN)		10 to 15%	3	2023
	Adaptive/Active flow control		10 to 20%	2	2026

Es importante tener en cuenta que este tipo de piezas plantean uno de los problemas más difíciles desde el punto de vista del mecanizador, ya que se combinan tres factores críticos: 1) mecanizar superficies muy complejas en 5 ejes continuos, 2) materiales de baja maquinabilidad que generan grandes fuerzas de corte y altas temperaturas durante el mecanizado y, por último, 3) presencia de paredes delgadas y estructuras poco rígidas que son propensas a vibrar durante el mecanizado. La combinación de todos estos factores supone un auténtico reto a la hora de mecanizar estas piezas.

Mejorar la eficiencia del proceso de fabricación de estos componentes de alto valor añadido es por tanto clave de cara a ser competitivo en tiempos y costes. En el presente trabajo investigador se ha desarrollado una metodología de trabajo fiable para la fabricación de este tipo de turbocomponentes. Este proyecto se ha desarrollada dentro del programa Zabalduz,

financiado por el Gobierno Vasco, mediante la colaboración de la Universidad del País Vasco UPV/EHU y la empresa Industria de Turbo Propulsores, S.A. (ITP Aero). Dicho programa busca impulsar la transferencia de conocimiento y la cooperación entre la Universidad y el tejido socioeconómico.

1.2. OBJETIVOS

El trabajo presentado parte de la necesidad de incrementar la fiabilidad del proceso de mecanizado en cinco ejes de discos integrales rotativos. Los softwares CAM utilizados para el diseño y simulación de trayectorias de mecanizado en cinco ejes, se basan en avanzados análisis geométricos y volumétricos. Sin embargo, en un proceso de mecanizado tan complejo y exigente es necesario apoyarse también en análisis mecánicos. De esta manera, el objetivo principal de esta tesis es definir y desarrollar una metodología de diseño y verificación de operaciones de fresado en cinco ejes que incluya herramientas predictivas de la topografía y rugosidad superficial de la pieza y las fuerzas de corte del proceso. Por otro lado, existe gran interés en introducir las nuevas geometrías de fresa de barril en operaciones semiacabado y acabado de álaves, dirigidas a reducir el tiempo de mecanizado de paredes. Teniendo en cuenta estos dos aspectos, se persigue alcanzar los siguientes objetivos:

- Realizar una fase experimental de fabricación de geometrías de impeller y blisk, enfocada a obtener los conocimientos necesarios respecto al fresado en cinco ejes de IBR-s: 1) tipos de operaciones y herramientas (viabilidad de las fresas de barril) 2) generación de operaciones en 5 ejes, 3) metodología y 4) problemática
- Desarrollar un modelo de predicción de topografía superficial para operaciones de fresado periférico de paredes flexibles.
- Desarrollar un modelo predictivo de la topografía y rugosidad superficial para operaciones de acabado en cinco ejes con fresas de barril.
- Desarrollar un modelo estático de predicción de fuerzas de corte para geometrías de fresa de barril, que posibilite evaluar los esfuerzos durante el proceso de mecanizado para condiciones de corte estacionarias y en las que no se producen deflexión de pieza o herramienta.

1.3. ORGANIZACIÓN DE LA MEMORIA

Tras contextualizar en este primer capítulo el problema a resolver, en los siguientes apartados se profundizará en los siguientes temas:

- En el capítulo 2, se realiza una descripción del estado del arte del proceso de mecanizado en cinco ejes de rotores de álabes integrados. Se iniciará con una descripción de las propiedades y función de estos componentes. Posteriormente se analizarán las principales características del proceso de fabricación, terminando con un repaso bibliográfico sobre los modelos de fuerzas de corte y predicción de topografía.
- En el capítulo 3 se realizará un resumen de la fase experimental inicial del proyecto, tras la cual se define la metodología propuesta para el diseño óptimo de operaciones de fresado de IBR-s. Esta metodología se completa con los modelos desarrollados en la tesis, los cuales se describen en los siguientes capítulos.
- El capítulo 4 se centra en el desarrollo de los modelos propuestos para introducir en el proceso de generación de operaciones de mecanizado. Inicialmente se describe el modelo de predicción de la topografía superficial en operaciones de fresado periférico de paredes flexibles con fresa frontal cilíndrica. El método propuesto se basa en la utilización de operaciones de sustracción de sólidos contenidas en el software CAD/CAM NX. El modelo ha sido validado experimentalmente, tanto en paredes rígidas como en flexibles. En un segundo bloque se detallan dos modelos predictivos para las nuevas geometrías de fresas de barril en operaciones en cinco ejes. El primero simula la topografía y rugosidad de la superficie resultante, mientras que el segundo permite obtener las fuerzas de corte.
- En el capítulo 5 se detallan los procesos de validación experimental de los tres modelos y se analizan los resultados obtenidos en los mismos.
- Por último, en el capítulo 6 se resumen las aportaciones realizadas, se citan las conclusiones obtenidas y se plantean posibles líneas futuras de investigación relacionadas con la tesis realizada.

CAPÍTULO 2. ESTADO DE LA TÉCNICA DEL FRESADO MULTIEJE DE IBR-S

2.1. INTRODUCCIÓN

En este capítulo, se realiza una descripción del estado del arte del proceso de mecanizado en cinco ejes de rotores de álabes integrados. Inicialmente se detallará el campo de aplicación de estos componentes, explicando sus funciones, el diseño y los materiales utilizados para la fabricación de estos componentes. Posteriormente, se detallarán los principales aspectos relacionados con el proceso de fresado en cinco ejes: las configuraciones de máquinas habituales, las geometrías de pieza, las herramientas, las estrategias y técnicas de fresado, así como la simulación de operaciones. Una vez contextualizada la problemática se realiza una revisión bibliográfica de los principales trabajos publicados con relación a la modelización de fuerzas de corte y de predicción de topografía. La revisión de modelos de fuerzas se ha dividido

en cuatro apartados: 1) modelo geométrico de la herramienta, 2) modelos estáticos, 3) modelos dinámicos y 4) modelos en aplicaciones de IBRs.

2.2. EL MOTOR AERONÁUTICO

Hoy en día el motor a reacción (*jet engine*) es el tipo más extendido de propulsión en los aviones civiles y militares. Se basa en una turbina de gas que utilizando el aire como fluido de trabajo produce un chorro de gases de gran velocidad en el escape que genera el empuje del motor [NASA, 2007]. El tipo de turbina de gas más simple es el turboreactor (*turbojet*), que consiste esencialmente en un conducto abierto en ambos extremos, a través del cual el aire pasa continuamente (Figura 2.1). El aire entra a través de la admisión, se comprime, se mezcla con combustible y se calienta en una cámara de combustión. Posteriormente se expande a través de una turbina y, finalmente, los gases de combustión son expulsados por una tobera trasera para proporcionar empuje. Las dos únicas partes rotativas son el compresor y la turbina, que están compuestos de sucesivos discos con álabes, a través de los cuales pasa el flujo. La turbina acciona el compresor a través de un eje que los conecta. Este ciclo de combustión continua se conoce como ciclo Brayton [Reddy, 2010].

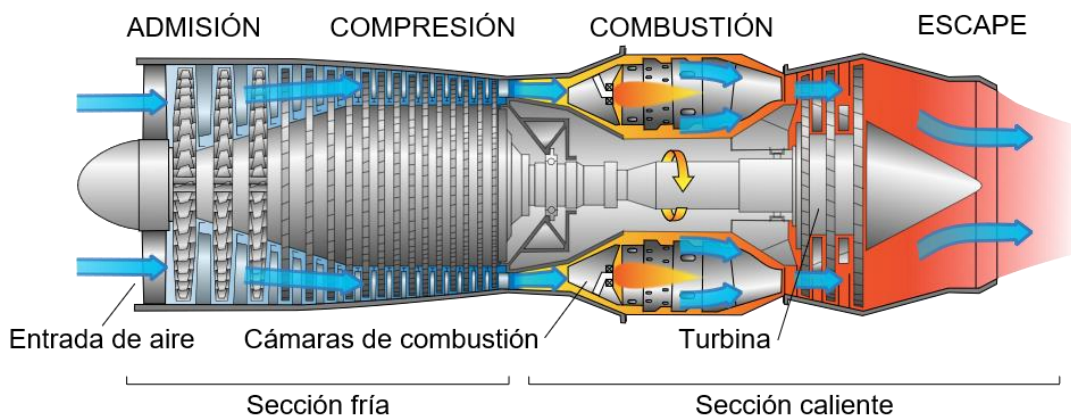


Figura 2.1 Partes y diagrama de funcionamiento de un motor turboreactor

Sin embargo, el turboreactor ha sido mayoritariamente sustituido por diseños de turbina de gas más eficientes. Esto es debido a que un aumento de la velocidad del chorro a la salida del motor provoca un mayor incremento del consumo de combustible que de empuje [Rolls-Royce, 2015]. A esto hay que añadir que los turboreactores son motores muy ruidosos. Por estos dos motivos, la mayoría de los aviones modernos usan en su lugar motores turbohélice

(*turboprop*) a velocidades bajas, o *turbofan* a velocidades altas, que consumen menos combustible y son más silenciosos.

2.2.1 Motor turbofan

El turbofan es el tipo de motor más extendido en las aerolíneas actuales. Se trata de una variación del motor de turbina de gas básico. Se caracteriza por disponer de un ventilador, denominado fan, en la entrada del motor (*inlet*) (Figura 2.2). Del aire entrante en el fan parte penetra en el núcleo del motor (aire primario) y el resto se deriva por un conducto exterior concéntrico con el núcleo del motor (flujo derivado o secundario). En comparación con el turboreactor, el turbofan obtiene el empuje de acelerar una gran cantidad de masa de aire hasta una velocidad de salida media. Este tipo de motores consume menos combustible, por lo que produce menos contaminación. Además, reduce el ruido ambiental debido a su mayor masa de flujo y menor velocidad total de salida.

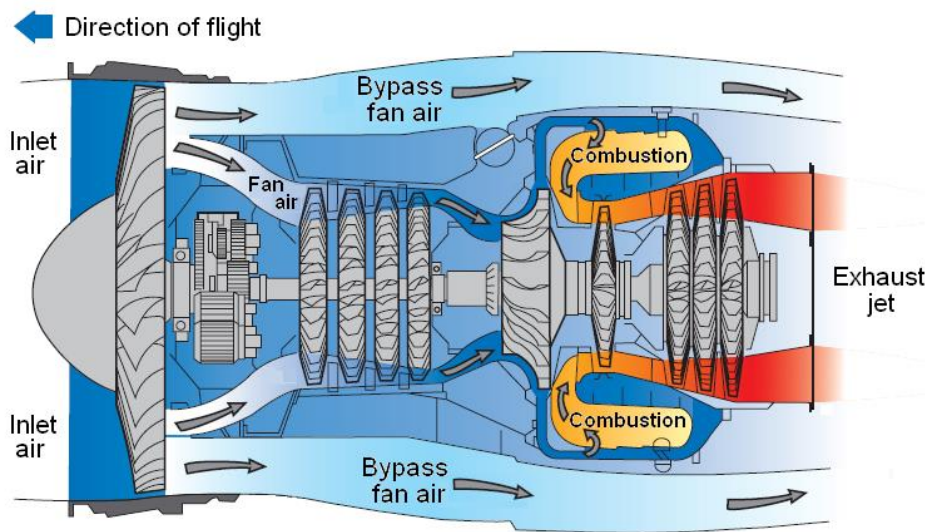


Figura 2. 2 Sección de un motor turbofan

El índice de derivación (*bypass ratio BPR*), también llamado relación de derivación, es el cociente de la masa del flujo secundario entre la del primario. Se obtiene dividiendo las secciones transversales de entrada a sus respectivos conductos. En aviones civiles suele interesar mantener índices de derivación altos (entre 5 y 10) ya que disminuyen el ruido, la contaminación, el consumo específico de combustible (*Specific Fuel Consumption SFC*), y aumentan el rendimiento. Sin embargo, aumentar el flujo secundario reduce el empuje específico a velocidades cercanas o superiores a las del sonido, por lo que para aeronaves

militares supersónicas se utilizan motores turbofan de bajo índice de derivación (0,2-2). En los motores con alto índice de derivación (*high by-pass ratio*), el flujo derivado llega a producir hasta el 80% del empuje del motor.

La disposición más simple de motor tiene un solo compresor, impulsado mediante un eje por una sola turbina. En la práctica, esta disposición sólo se utiliza para los turboreactores más pequeños. En motores turbofan mayores se requiere una configuración multieje. A medida que se comprime el aire en su camino hacia la cámara de combustión, la zona de corona circular del compresor se reduce, y los álabes del compresor se hacen más pequeños. Para mejorar la eficiencia, estos álabes más pequeños han de girar a una velocidad más alta que el fan. Esto se consigue utilizando una configuración de motor de dos o tres ejes. La configuración de motor de dos ejes es óptima para motores de hasta 110 – 160 kN de empuje. Para motores turbofan mayores se utiliza un eje más que une las etapas intermedias de compresión y de la turbina [Farokhi, 2014].

En motores de altos índices de derivación la diferencia de diámetro entre el fan y el núcleo del motor es grande. En estos casos, la velocidad máxima alcanzable en la punta de los álabes del fan limita la velocidad de giro del eje de baja presión. Esto significa que se necesita un número adicional de etapas de turbina y compresor para alcanzar un nivel de eficiencia aceptable en el motor. Una solución a este problema es la tecnología Geared Turbofan (GTF) desarrollada por Pratt & Whitney y la NASA. En esta configuración de motor turbofan el eje de baja presión y el fan se unen mediante una caja reductora de engranajes planetarios, haciendo posible que el eje de baja presión gire a más velocidad que el fan. Mediante esta tecnología se reducen etapas en el compresor y la turbina, lo que da lugar a una reducción de peso y de la longitud total del motor. Por lo tanto, se disminuye la complejidad del sistema, se ahorra costes y se mejora la eficiencia, reduciéndose el consumo de combustible y por tanto la contaminación.

Los motores de última generación de transmisión directa, como por ejemplo el LEAP (CFM International) o el GE9X (General Electric), son todavía competitivos en términos de eficiencia global comparados con el GTF [Van Zante, 2016]. Sin embargo, la disminución de la velocidad de giro y el ratio de presión del fan en los motores GTF conlleva a reducir el ruido generado por el motor. Los primeros motores Geared turbofan (familia PW1000G) entraron en servicio en aviones comerciales y de transporte de civiles durante el año 2016. Actualmente también

Rolls-Royce está desarrollando el Proyecto Ultrafan utilizando un diseño de transmisión mediante una caja de engranajes para reducir la velocidad del fan. Este diseño de motor turbofan con elevado índice de derivación (ultra-high bypass ratio (UHBR)) se prevé que entre en servicio en el año 2025.

2.2.2 Motores turbohélice y turboeje

Los motores turbohélice (*turboprop*) y turboeje (*turboshaft*) son motores de turbina de gas donde toda la potencia útil se transmite mediante un eje. En comparación con el turborreactor, en el turboeje los gases de escape apenas contienen energía para producir un empuje significativo. En su lugar, se utiliza la turbina de baja presión para conducir una gran hélice a través de una caja de engranajes de reducción de velocidad. Aproximadamente un 90 % del empuje es producido por la hélice y el 10 % restante por los gases de escape. Para un peso de motor concreto, un turbohélice acelera más aire que un turbofan a una velocidad menor, y por lo tanto proporciona más empuje para un consumo de combustible dado. Sin embargo, a pesar de ser muy eficiente a velocidades subsónicas bajas (alrededor de 400-500 km/h) y a altitudes bajas y medias, debido a la baja velocidad del chorro de salida, a medida que aumenta la velocidad de vuelo el empuje decae rápidamente.

El motor turboeje es similar al turbohélice, pero a diferencia de este, no mueve directamente una hélice. Normalmente se utiliza como motor de aviación para propulsar helicópteros. Un motor de helicóptero turboeje utiliza la potencia de la turbina transmitiéndolo al eje sobre el que gira el rotor principal. Las hélices de helicópteros son mucho más grandes que los motores turbohélices, ya que sin alas que generen la elevación, se necesita generar una gran cantidad de empuje de despegue. Los turboeje se utilizan también en otros campos: para impulsar hélices de barco, en generadores de centrales eléctricas, en bombas de oleoductos, o en compresores de gas natural.

2.2.3 Motor Propfan

Entre las futuras arquitecturas de motores de turbina de gas destaca el *propfan* (también es conocido como *unducted fan* (UDF) u *open rotor* (OR)). De la misma manera que en un motor turbohélice, la hélice, que es impulsada por la turbina de gas, queda en el exterior de la carcasa y produce la mayor parte del empuje. Su diseño está concebido para ofrecer el rendimiento de

un turbofan, con el ahorro de combustible de un turbohélice [Perkins et al., 2015]. De esta manera el número álabes (8-12), el diámetro de éstos y los valores de índice de derivación (>25) se encuentran entre los utilizados en los turbohélices y turbofans. La configuración de dos etapas de álabes (*counter-rotating*) girando en dirección opuesta, permite compensar la dirección de salida del flujo e incrementar la energía generada. Podemos citar como ejemplo los motores experimentales 578-DX de Pratt & Whitney/Allison y el GE36 de General Electric [El-Sayed, 2016] (ver figura 2.3).

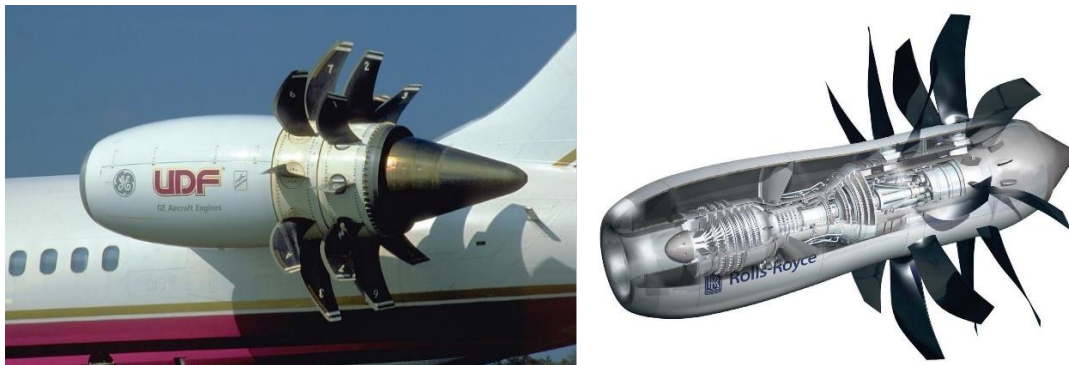


Figura 2.3 Unducted fan GE36 de General Electric y prototipo propfan RB3011 de Rolls-Royce

Durante las décadas de los 70 y 80 se realizaron varios proyectos para desarrollar este tipo de motores. Sin embargo, a pesar del resultado óptimo de los test realizados, el elevado ruido, el peligro que conlleva el uso de hélices al descubierto y el descenso que se produjo en el precio del combustible, dio lugar a que no se implantasen estos motores en la aviación civil. En la actualidad, existe un creciente interés en estos motores, debido al elevado precio del combustible y la necesidad de mejorar la eficiencia para reducir las emisiones [Van Zante, 2015].

2.3. ROTORES DE ÁLABES INTEGRADOS

Los compresores y turbinas de motores de turbina de gas consisten en un eje con un conjunto de discos giratorios con álabes en todo su perímetro exterior, que se intercalan con álabes fijados a la carcasa de motor. La función del compresor es elevar la presión del aire que pasa a través de él de tal manera que los procesos de combustión y de extracción de energía sean lo más eficientes posibles. En la turbina los gases resultantes de la combustión se expanden antes de ser expulsados otra vez a la atmósfera. En este proceso de expansión, la energía cinética es

convertida en par motor, haciendo girar los ejes, que a su vez mueve los compresores y el fan [Mattingly y Boyer, 2016].

Los rotores de álabes integrados, denominados *Integral Bladed Rotors* (IBR) (también se pueden encontrar las nomenclaturas *integrally* o *integrated* en algunas fuentes), consisten en discos rotativos con álabes, fabricados en una sola pieza. A pesar de que principalmente los discos axiales monolíticos, llamados *blisk* (*bladed disk*), son referidos en este grupo, también se pueden incluir los compresores centrífugos (*impellers*). En la figura 2.4 se muestra el ejemplo del motor turbofan HF-120 (GE-Honda) para jet privados cuyo compresor está formado, además de un por un fan integral, por dos blisks y un impeller.

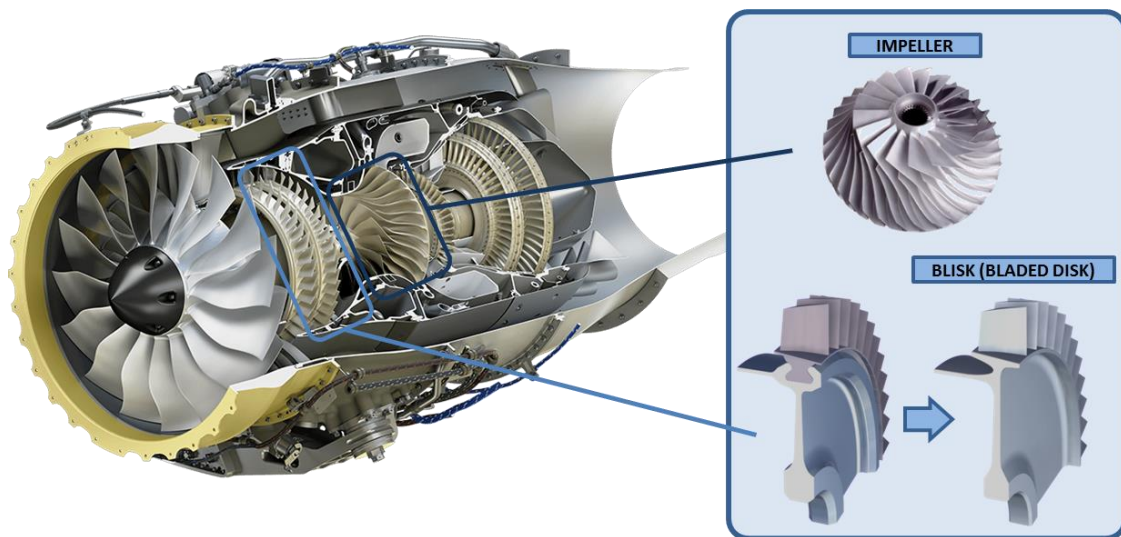


Figura 2. 4 Imagen de blisks e impeller en el motor turbofan HF-120 (GE-Honda)

Tradicionalmente, los rotores axiales de motores de avión se han fabricado mediante el ensamblado de álabes a un disco, mecanizándose el disco y los álabes por separado. Sin embargo, los *blisk* están siendo cada vez más utilizados en los motores aeronáuticos. Estos componentes comenzaron a utilizarse en helicópteros y aviones militares, para introducirse posteriormente en aviones civiles.

Un reflejo de esta tendencia es el uso de blisk en el compresor de alta presión de motores turbofan de última generación como el GENx, el PW1000G o el Trent XWB. En concreto la empresa alemana MTU Aero Engines que fabrica blisk entre otros para los motores turbofan PW1000G y PW6000 de Pratt & Whitney o el turbohélice TP400-D6 de Europrop International, inauguró a mediados de 2013 un centro de excelencia en Munich [MTU, 2013].

Su objetivo es ampliar la producción anual de blisk de 600 a 3.500. Hay que destacar, que el compresor representa el 50-60% de la longitud, el 40-50% del peso, el 35-40% del coste fabricación y el 30% del mantenimiento de un motor [Steffens, 2001].

El uso de blisk en las etapas de la turbina, donde las temperaturas alcanzadas son superiores, está todavía en fase de investigación, siendo los principales retos a conseguir las geometrías de álabes con conductos de refrigeración interna y mezclar diferentes materiales o microestructuras en el disco y los álabes con el objetivo de obtener diferentes propiedades mecánicas [Bußmann y Bayer, 2009]. Las principales ventajas de los IBR-s respecto a los rotores ensamblados son: 1) la fiabilidad, mediante la reducción del número de componentes y la eliminación de elementos de unión; 2) la eficiencia, debido a la disminución del rozamiento y la reducción de flujos de fuga; 3) la reducción de ruido; y por último 4) una reducción del peso de entre el 20 y el 30% [Bußmann et al., 2005; Ravi Kumar, 2013]. Por contra, a diferencia de los discos ensamblados, los rotores de álabes integrados no permiten la sustitución de álabes dañados, siendo necesario un proceso de reparación.

Por otro lado, los compresores centrífugos son unidades de compresión compuestas de una o dos etapas empleando impellers. Los impellers son discos rotativos de compresión que cambian la dirección del flujo de axial a radial. Los motores formados por compresores axiales son capaces de producir un mayor empuje comparado con los centrífugos para una misma área frontal. Además, en un compresor axial existe la posibilidad de aumentar la presión alcanzada añadiendo más etapas, pudiendo alcanzar mayores ratios de presión. Por estos motivos la mayoría de los motores turbofan en la actualidad se diseñan con compresores axiales. Los centrífugos son utilizados en motores turbofan de tamaño mediano-pequeño debido a su robustez, así como en motores tipo turbohélice y turboeje [El-Sayed, 2016]. Podemos citar como ejemplos la familia de motores turbohélice PW100 de Pratt & Whitney Canadá, o el motor turboeje T55 para helicópteros fabricado por la compañía Lycoming Engines.

2.3.1 Diseño de IBR-s: geometría, requisitos y materiales

Los blisk e impeller son geometrías alabeadas unidas a un disco rotatorio cuyo eje de revolución coincide con el de la turbina. El fluido se introduce entre álabes, denominándose el borde redondeado de entrada *leading edge* y el borde de salida *trailing edge* (ver figura 2.5). La

superficie de revolución interior, es decir el suelo, se denomina *hub*; mientras que la superficie de revolución que limita los álabes por el exterior se llama *shroud* (la superficie exterior de la preforma). Existen algunas geometrías de blisk e impellers, denominadas *shrouded*, en las que los álabes están unidos por esta superficie exterior.

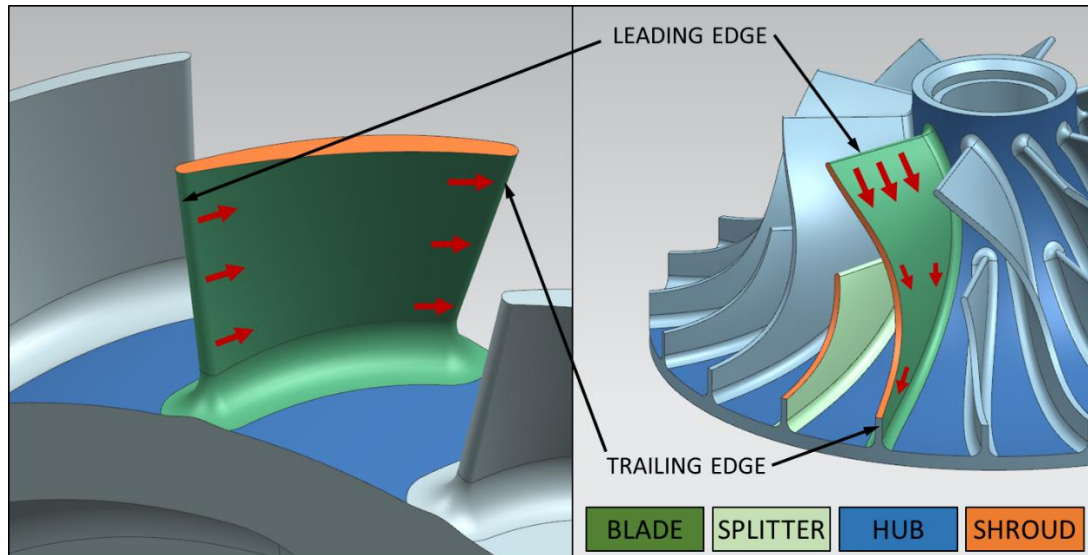


Figura 2. 5 Nomenclatura de geometrías de blisk e impeller (Diseñadas en el módulo CAD de NX)

La superficie de presión, *pressure surface*, es la superficie lateral cóncava del ábalo. A lo largo de esta superficie las presiones del fluido son mayores. La superficie de succión, *suction surface*, es la superficie lateral convexa del ábalo. A lo largo de esta superficie las velocidades del fluido son mayores. Debido a que la distancia entre álabes a la salida de los impeller es mayor que a la entrada, habitualmente se intercalan álabes más pequeños, denominados *splitter*, para evitar las fluctuaciones de la presión y mejorar de esa manera la eficiencia de la compresión.

Un aspecto importante de la geometría de los IBR-s es el tipo de superficie del ábalo. Una de las clasificaciones que se pueden realizar es entre superficies regladas y no regladas (ver figura 2.6). Una superficie reglada es la generada por el movimiento de una recta, denominada generatriz, manteniéndose en contacto con otra u otras curvas, denominadas directrices. Como se detallará en el apartado de técnicas de acabado, algunas superficies regladas dan la posibilidad de mecanizar con el flanco toda la superficie en una sola pasada. Las superficies regladas se dividen a su vez en desarrollables y no desarrollables o alabeadas. Como se observa en la imagen, las superficies regladas desarrollables son aquellas en las que los vectores normales a la superficie en los diferentes puntos de una generatriz, también denominadas isoparamétricas,

son coplanares. En caso contrario la superficie es no desarrollable o alabeada. Por otro lado, las superficies no regladas son aquellas en la que la generatriz es una curva. Los álabes IBRs han sido tradicionalmente superficies no regladas o de forma libre (*freeform surfaces*). Sin embargo, el uso de las superficies regladas, junto con la investigación en operaciones de fresado periférico, se ha incrementado desde la década de 1980 con el objetivo de reducir los tiempos de mecanizado [Wu, 1995; Senatore et al, 2012].

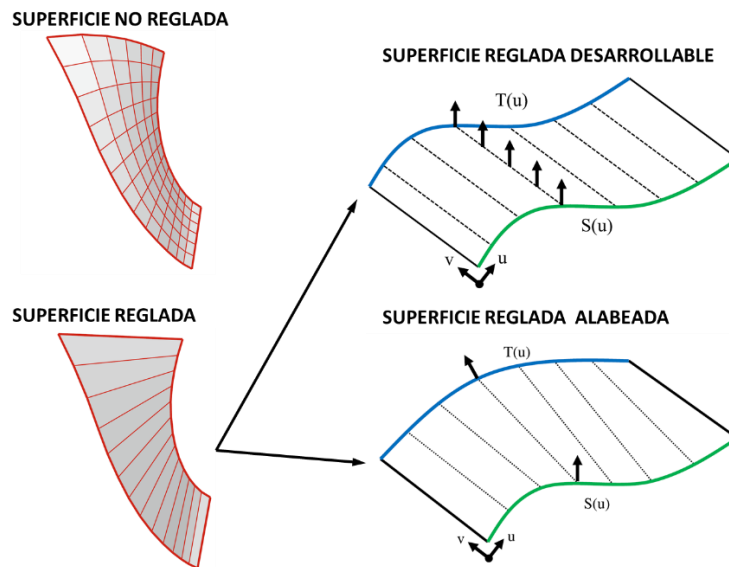


Figura 2. 6 Superficies regladas desarrollables/alabeadas [Harik et al., 2012; Fan et al, 2013]

Los rotores de álabes integrados de los motores aeronáuticos están sometidos a condiciones de servicio extremas. Por este motivo, el diseño de los álabes y conductos por los que circula el flujo de aire es de gran importancia, siendo necesario tener en cuenta el comportamiento aerodinámico, termodinámico y de tensiones. En primer lugar, es necesaria una simulación del fluido para calcular los valores de velocidad, presión y temperatura, que permitan optimizar la geometría de los álabes y maximizar la eficiencia del ciclo cinemático-termodinámico. Los métodos de diseño de los componentes del motor han avanzado junto con las capacidades tecnológicas computacionales, siendo hoy en día habituales complejos cálculos 3D multietapa [Denton, 2009; Biollo y Benini, 2011]. Sin embargo, sigue siendo todavía necesaria la validación experimental para calibrar los análisis CFD (*Computational fluid dynamics*).

En la figura 2.7 se puede observar una simulación realizada con el software Ansys CFX 14.0 para analizar la interacción entre el compresor centrífugo y la entrada en el difusor [Robinson et al., 2012]. Otro aspecto a tener en cuenta es el campo no uniforme de presiones en el flujo,

que puede generar fuerzas dinámicas, que aun siendo de baja amplitud pueden dar lugar a resonancia o fallos por fatiga debido a las altas velocidades de rotación. Por lo tanto, se ha de analizar mediante métodos numéricos computacionales y validaciones experimentales la respuesta dinámica de los álabes. En la imagen de la derecha, se puede ver un ejemplo de un análisis de posibles áreas de resonancia en el rango de velocidades operativas de un blisk [Chromek, 2016].

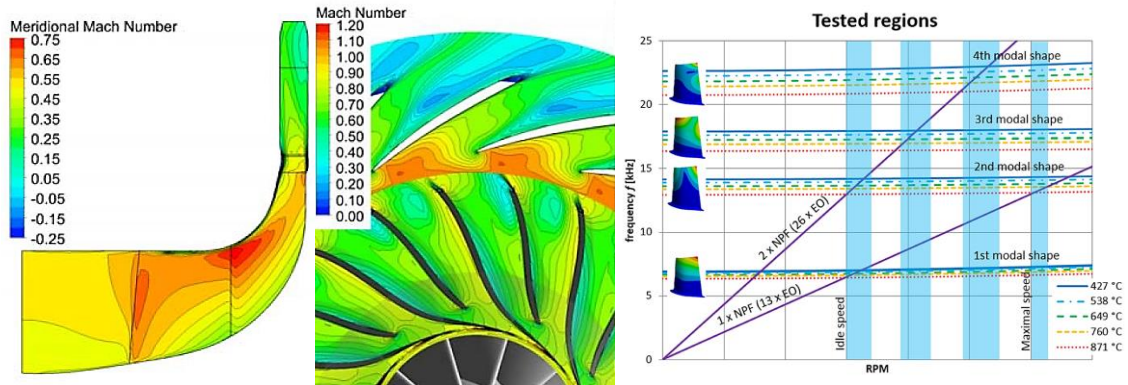


Figura 2. 7 Simulaciones de flujo en impeller [Robinson et al., 2012]; y resonancias en álabes [Chromek, 2016]

Por otro lado, cumplir con las exigentes regulaciones y metas de los organismos internacionales para la reducción de emisiones y ruido, así como reducir los costes de las aerolíneas, requiere de continuas mejoras tecnológicas. Uno de los objetivos es reducir el consumo de combustible. Como se ha comentado, utilizando un índice de derivación alto se reduce el consumo específico de combustible. Otra forma es mediante la mejora de la eficiencia térmica [Kyprianidis, 2011]. Para ello se requiere incrementar el ratio de presión en el ciclo, *Overall Pressure Ratio* (OPR), lo que a su vez implica someter a los componentes a mayores temperaturas (-50 /650 °C a lo largo de la etapa de compresión) y cargas [Spittle 2003]. Es decir, además de los análisis antes citados, es necesario comprobar la respuesta a los siguientes tipos de cargas mecánicas [Aniekan et al., 2016]:

- Cargas radiales causadas por las fuerzas centrífugas que actúan en el álabes. (El trent XWB de Rolls-Royce con una configuración de tres ejes y un fan de 3m de diámetro tiene las siguientes velocidades de giro límites en las etapas baja, intermedia y alta presión: N_1 2.650 rpm, N_2 8.300 rpm, N_3 12.360 rpm.)

- Cargas de flexión generadas por el fluido comprimido sobre el álabe, que está por un lado fijado al disco y por el otro libre.
- Cargas térmicas debidas a la expansión/contracción desigual a lo largo del álabe.

La combinación de estas cargas y las vibraciones en los álabes pueden provocar el inicio de grietas, que acaben produciendo la rotura de álabes. Para soportar estas condiciones de servicio, los requisitos a cumplir por los materiales de los componentes rotativos del motor son los siguientes [Rao, 2011]: 1) Tener un alto ratio entre resistencia mecánica y densidad; 2) mantener sus propiedades mecánicas a altas temperaturas y presiones, así como en ambientes corrosivos; 3) resistir la erosión y cargas de impacto y fatiga; 4) tener un coeficiente de dilatación térmica bajo. La gráfica de la figura 2.8 representa la primera de estas propiedades: la variación de la resistencia mecánica específica en función de la temperatura, para materiales habituales en el motor.

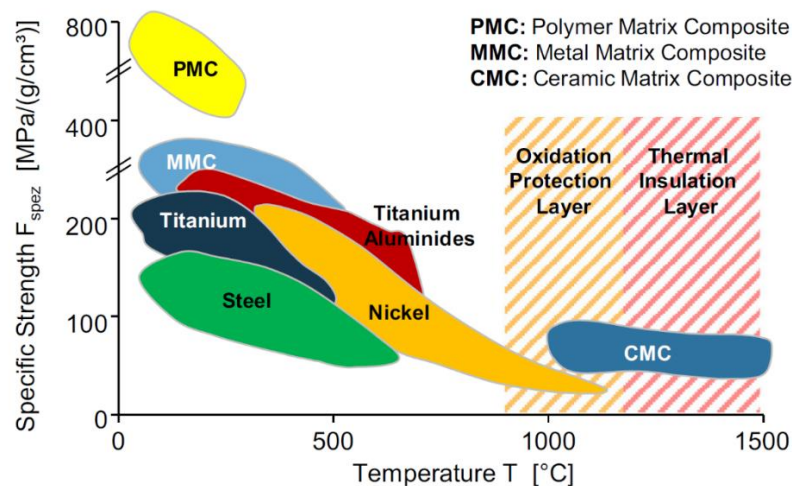


Figura 2. 8 Resistencia mecánica específica en función de la temperatura [Klocke et al., 2014]

Actualmente los materiales más utilizados para los IBR-s son las aleaciones base Titanio y base Níquel. Una de las ventajas de las aleaciones de titanio es su densidad (4,4 - 4,9 g/cm³), entorno a un 40% la de los aceros (7,5 - 8 g/cm³) y a un 50% la de las aleaciones de Níquel (7,7 - 9,1 g/cm³). La aleación Ti6Al4V (fase $\alpha+\beta$) es la aleación de titanio más utilizada en el fan y en las etapas más frías del compresor [AADKTN, 2011]. Sus buenas propiedades de resistencia a tracción, comportamiento a fatiga y resistencia a la corrosión, e intermedias de tenacidad a fractura, se mantienen hasta temperaturas entorno a los 350 °C. En etapas posteriores se utilizan aleaciones de Titanio que pueden trabajar hasta temperaturas de 500-600 °C como las

Ti6242, IMI[®]834, Ti6246 o Ti17 [Lütjering y Williams, 2007; Bhattacharjee et al., 2017]. Hay que destacar que unas condiciones de altas temperaturas y presión puede conducir a una oxidación rápida del titanio. En este sentido son especialmente problemáticos los rozamientos entre el álabe y la pared interior de la carcasa, pudiendo generarse ignición [Peters et al., 2003].

En las últimas etapas del compresor de alta presión donde la temperatura se incrementa por encima de estas temperaturas, las superaleaciones base Níquel, como el Inconel[®] 718 o el Udimet[®] 720, son la opción más habitual. En concreto podemos destacar el Inconel[®] 718, una aleación desarrollada en la década de los 60, pero que en la actualidad sigue siendo una de las principales aleaciones termorresistentes del motor. Esta aleación combina elevada resistencia mecánica y a la corrosión, en temperaturas de servicio de hasta 650°C [Reed, 2006; Campbell, 2006]. En muchos casos estas aleaciones alcanzan los límites de servicio admisibles, por lo que es necesario utilizar recubrimientos para incrementar su resistencia a la erosión, corrosión, oxidación y las elevadas temperaturas [Leyens, 2004; Paul, 2010]. Las aleaciones base níquel se encuentran entre los materiales de más baja maquinabilidad. En la figura 2.9 se pueden ver las tasas de arranque de material de las aleaciones de titanio y níquel para un fresado con estrategia trocoidal utilizando una herramienta de diámetro 10 mm con 6 filos de corte, utilizando diferentes longitudes de herramienta [Klocke et al., 2013].

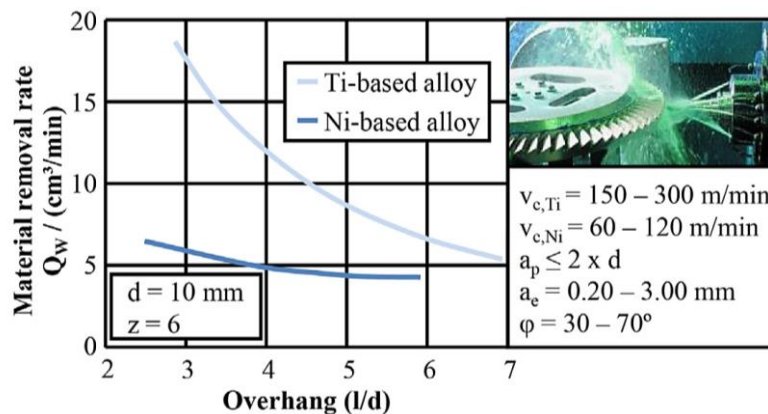


Figura 2.9 Arranque de material en aleaciones de titanio y níquel para un fresado trocoidal

Sin embargo, el uso de aleaciones base Níquel implica el aumento de peso del componente debido a su alta densidad. Entre los muchos materiales avanzados que se están investigando para sustituir en ciertas aplicaciones a estas aleaciones, podemos citar algunos aluminuros de titanio y los materiales compuestos de matriz metálica. Entre las aleaciones de aluminuro de titanio, destacan las basadas en el compuesto intermetálico $\gamma(\text{TiAl})$, que aumentaría la temperatura de

servicio hasta los 800 °C con casi la mitad de densidad (4 g/cm^3) que una aleación de Níquel. Además, Su contenido en aluminio mejora la resistencia a la corrosión respecto a las aleaciones de Titanio. Sin embargo, tiene la desventaja de ser un material relativamente frágil, por lo que necesita ser aleado para mejorar esta característica [Appel, 2010; Mitra y Wanhill, 2017]. Los álabes de la sexta y séptima etapa de la turbina de baja presión del motor de General Electric GEnx se han fabricado en fundición de esta aleación de TiAl.

Por otro lado, los materiales compuestos de matriz metálica, denominados *Metal matrix composite* (MMC), *Titanium matrix composite* (TMC) o *Intermetallic matrix composite* (IMC), pueden ser una alternativa en rotores de álabes integrados [Singerman, 1996]. En la figura 2.10 se puede observar la comparación entre una geometría blisk y una bling (*bladed ring*), donde mediante el refuerzo con fibras de SiC en el núcleo del anillo exterior del disco de aleación de Titanio, se puede conseguir reducir el peso respecto al blisk en un 15% [Monicault et al., 2008; Lütjering y Williams, 2007; Leyens et al., 2003, Whihers, 2010]].

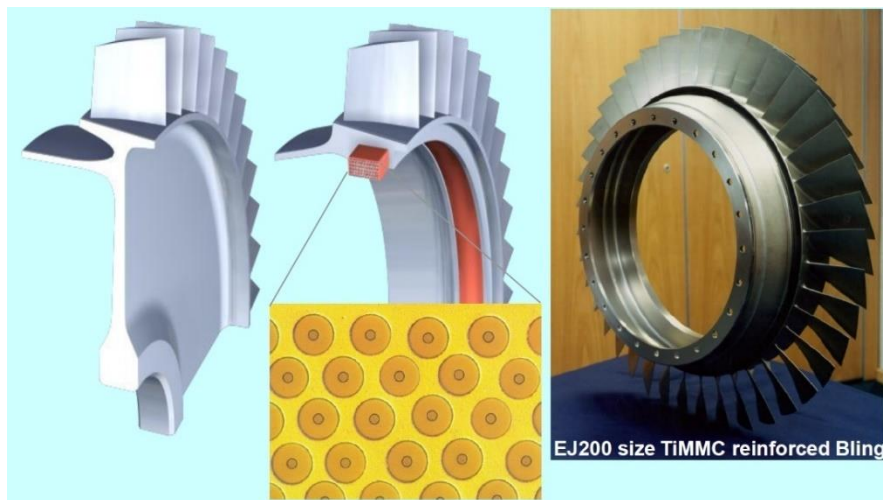


Figura 2. 10 Bling de TMC para el motor del EJ200 [Chatterjee, 2011]

2.3.2 Procesos de fabricación de IBR-s

A la hora de citar los procesos utilizados en la fabricación de IBR-s, cabe destacar la importancia que juega el tipo de geometría. En concreto se pueden diferenciar dos grupos en función de la relación entre la longitud o área de los álabes y el radio total de la pieza. En geometrías de IBR-s en las que la longitud de los álabes es muy elevada, como es el caso del fan o las primeras etapas del compresor de baja presión, los procesos de fabricación mediante arranque de material son ineficientes [Bußmann, 2005]. En este grupo de geometrías resulta más viable

utilizar procesos de fabricación mediante unión, en los que se aplica un proceso de soldadura entre el disco y los álabes. Entre los procesos de soldadura, los más utilizados actualmente en la fabricación de IBR-s son la soldadura por fricción lineal, *Linear Friction Welding* (LFW), y la soldadura por presión de inducción de alta frecuencia, *Inductive High Frequency Pressure Welding* (IHFP) [Bußmann y Bayer, 2013]. En el proceso de LFW, el disco se fija firmemente mientras que el álabe oscila en un movimiento lineal [Ravi kumar, 2013]. Cuando las piezas se comprimen, la fricción genera el calor suficiente para que se genere un cordón de soldadura entre álabe y disco (ver figura 2.11). Posteriormente el material sobrante se elimina mediante un proceso de fresado. En la actualidad, mediante esta técnica se realizan soldaduras de alta integridad, con poca distorsión de las piezas y con una microestructura de grano fino en la zona afectada térmicamente. Un aspecto muy importante de esta técnica es la posibilidad de combinar materiales o diferentes estructuras de grano para obtener diferentes propiedades. Por ejemplo, en el disco interesa tener una elevada resistencia a fatiga de ciclos bajos, mientras que en los álabes una elevada resistencia a fatiga de ciclos altos y gran resistencia a la deformación por fluencia lenta [Mateo, 2011]. En el proceso IHFP se utiliza una corriente alterna de alta frecuencia para generar un elevado campo electromagnético que calienta los materiales a la temperatura requerida. Cuando las piezas son presionadas se produce la unión, obteniéndose una microestructura resultante de propiedades similares a las del material base [Bußmann, 2009]. En este grupo de geometrías, una alternativa en operaciones de desbaste de blisk con longitudes de álabe mayores de 150 mm y espesores de corte mayores de 100 mm es el corte por chorro de agua abrasivo [Sneema, 2009; Aquarese, 2015].

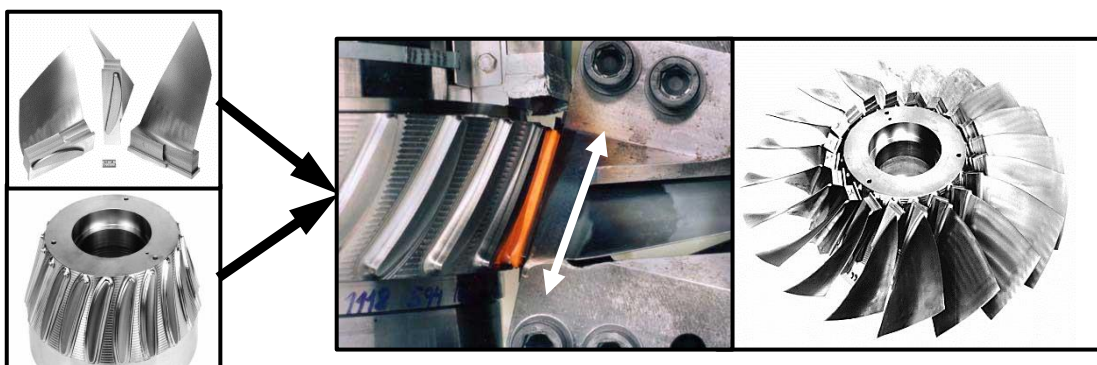


Figura 2. 11 Etapas de unión de álabes mediante LFW [Bußmann, 2005]

Por otro lado, en geometrías en las que la longitud de los álabes es menor en comparación con el radio de la pieza, como es el caso de las etapas del compresor de alta presión, se utilizan

procesos de fabricación en los que se elimina el volumen de material sobrante entre los álabes. Actualmente el fresado de una preforma es la técnica más utilizada debido a su flexibilidad y al amplio conocimiento existente del proceso. Esta técnica se describirá con más detalle en el apartado 2.4. Otros procesos de arranque utilizados en menor medida son el mecanizado electroquímico, *Electrochemical Machining* (ECM), y la electroerosión, *Electrical discharge machining* (EDM). El ECM es un proceso de arranque de material mediante electrolisis en el que se aplica un voltaje, a través de un electrolito líquido, entre un electrodo de forma (cátodo) y la pieza (ánodo) [Rajurkar et al., 2013; Srinivas et al., 2018]. El material desprendido de la pieza se precipita en la solución electrolítica en forma de hidróxido metálico. El mecanizado se realiza sin carga mecánica ni térmica, por lo que no se alteran las propiedades del material. Debido a que el desgaste del electrodo de forma es reducido y a los elevados costes de inversión de máquina y fabricación de electrodos, es una solución específica para la producción de largas serie con materiales de baja maquinabilidad. En el proceso clásico se aplica un voltaje entre 5 y 10 V en corriente continua pudiendo alcanzar avances de 10 mm/min. El PECM, *Pulse/Precise Electro Chemical Machining*, es una variante en la que se combinan una tensión pulsada con un movimiento oscilatorio del cátodo, obteniéndose una mayor precisión de acabado. Como contrapartida se requiere una mayor inversión de máquina y los avances son menores (0,5 mm/min) [Klocke et al., 2014; Zhang et al., 2016]. En la figura 2.12 se puede ver una máquina de ECM, marca EMAG modelo PO 900 BF, para mecanizar los álabes de un blisk. También se puede observar una sección del álabe rodeado de los dos cátodos del proceso de acabado, uno para la superficie de succión y el otro para la de presión.

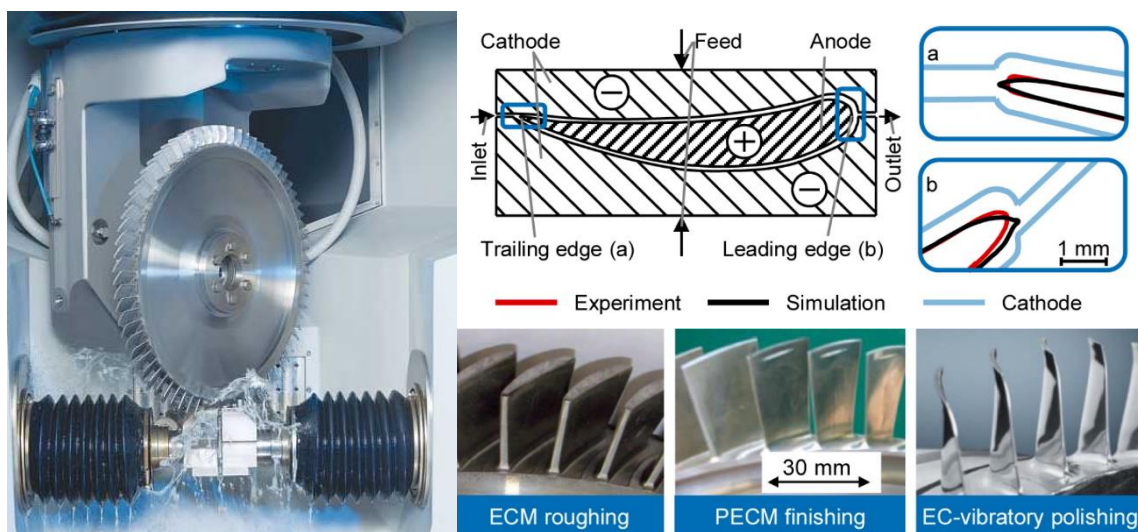


Figura 2. 12 Máquina de ECM marca EMAG. Sección del álabe y los cátodos [Klocke et al., 2014]

La electroerosión (EDM) es un proceso electro-térmico de mecanizado en el que se generan descargas eléctricas entre un electrodo y la pieza, ambos materiales conductores, inmersos en un medio dieléctrico. El calor generado por las descargas funde y evapora material de la pieza y en menor medida del electrodo. A pesar de tratarse de un proceso de fabricación con el que lograr formas complejas que no se pueden obtener con otros procesos y con tolerancias muy ajustadas, sus desventajas son la reducida tasa de arranque de material y que su naturaleza térmica provoca que se genere una capa superficial de metal fundido que penaliza su respuesta a fatiga. En lo que respecta a la electroerosión por penetración destacan los estudios para mecanizar blisk e impellers con electrodos cilíndricos o de forma compleja mediante el uso de estrategias de control numérico multieje [Ding et al., 2006; Liu et al., 2013; Ayesta et al., 2016].

Con el objetivo de reducir el porcentaje o evitar el arranque de material se han realizado grandes avances en los últimos años en procesos de fundición, sinterizado o inyección. Sin embargo, la complejidad geométrica de los IBR-s (gran tamaño de piezas y álabes de poco espesor) sigue siendo un hándicap en comparación al mecanizado de preformas forjadas cuyas propiedades mecánicas son elevadas [Leyens, 2004; Bhattacharjee et al., 2017]. Entre las técnicas que se han desarrollado para mejorar estos procesos destacan el *Hot Isostatic Pressing* (HIP) [Campbell, 2006]. El HIP consiste en la aplicación simultánea de altas temperaturas y presiones a la pieza, eliminando la porosidad y mejorando las propiedades mecánicas de la pieza [Monicault et al., 2008].

Por último, se encuentran los procesos de fabricación aditiva que, a pesar de ser relativamente recientes en comparación con otros métodos de fabricación, han conseguido introducirse en un sector tan exigente como el aeronáutico. Podemos destacar dos técnicas en las que el material se aporta en forma de polvo: el *selective laser melting* (SLM) y el *laser metal deposition* (LMD) [Liu et al., 2017]. El SLM consiste en extender una fina capa de polvo y fundir el polvo selectivamente utilizando un haz laser como fuente de energía focalizada. Las principales ventajas de este proceso son la buena utilización del polvo y la posibilidad de crear geometrías que son imposibles con otras tecnologías. Por otro lado, en el LMD el material se funde a medida que incide un flujo de polvo en un haz laser. Mediante la creación de sucesivos cordones se genera una capa o recubrimiento y a su vez la superposición de sucesivas capas da lugar a

geometría en 3D del material de aporte. El LMD es una de las técnicas más utilizadas para la reparación de álabes de IBR-s. En la figura 2.13 se observan las diferentes etapas incluidas en el proceso desarrollado para reparación de álabes del compresor por el Fraunhofer ILT [Buchbinder, 2014]. Inicialmente, se mecaniza la zona dañada para poder partir de una superficie adecuada para el proceso de aporte. Posteriormente se realiza el aporte de material, pasando a realizar un escaneo de la geometría resultante. Esta geometría medida y la geometría final de pieza se introducen en el software donde se generan las trayectorias de fresado para obtener la geometría final.

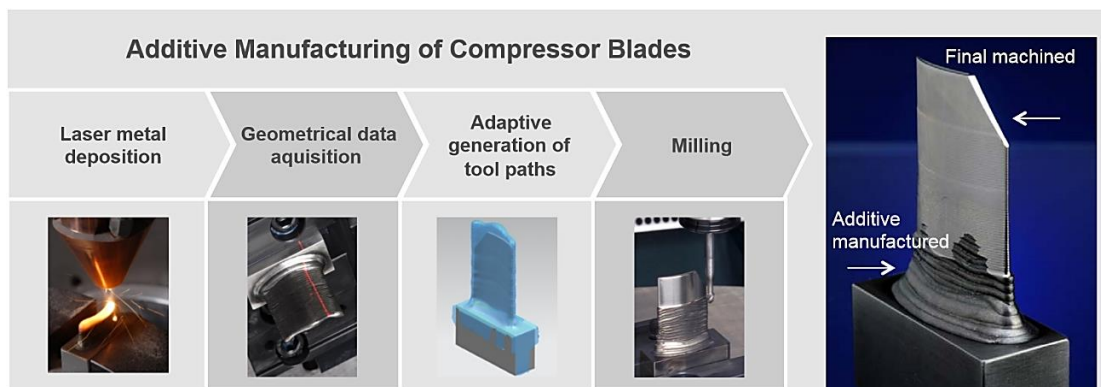


Figura 2. 13 Etapas del proceso de reparación de álabes mediante LMD [Buchbinder, 2014]

2.3.3 Medición de pieza

Los IBR-s son componentes críticos en el funcionamiento del motor, por lo que es indispensable realizar una estricta verificación. La medición de estas geometrías complejas es un reto, necesiéndose mediciones de gran precisión dentro de las tolerancias requeridas ($\pm 10 / \pm 50 \mu\text{m}$). La tecnología más tradicional y utilizada durante décadas es la máquina de medir por coordenadas con sonda de palpado [Weckenmann, 2004]. Destaca por su alta precisión, con valores de precisión volumétrica en torno a $MPE_E = 2 \mu\text{m} + L/400$ [Nikon, 2018A; Mitutoyo, 2018; Zeiss, 2018A; Hexagon, 2018A]. Además, las sondas de cinco ejes permiten medir cualquier punto de los álabes de blisk o impellers. Su principal desventaja es el elevado tiempo de medición, un aspecto en el que se ha avanzado mucho. Un ejemplo de esta mejora es la sonda de cinco ejes REVO[®] de la empresa Renishaw[®] (figura 2.14 izquierda), que es capaz de medir hasta 4.000 puntos por segundo mediante trayectorias de contacto continuo sobre la superficie [Renishaw, 2018]. Otra limitación de las sondas de contacto es la incertidumbre en la compensación del palpado en los redondeos en el leading y el trailing edge [Orchard, 2009].

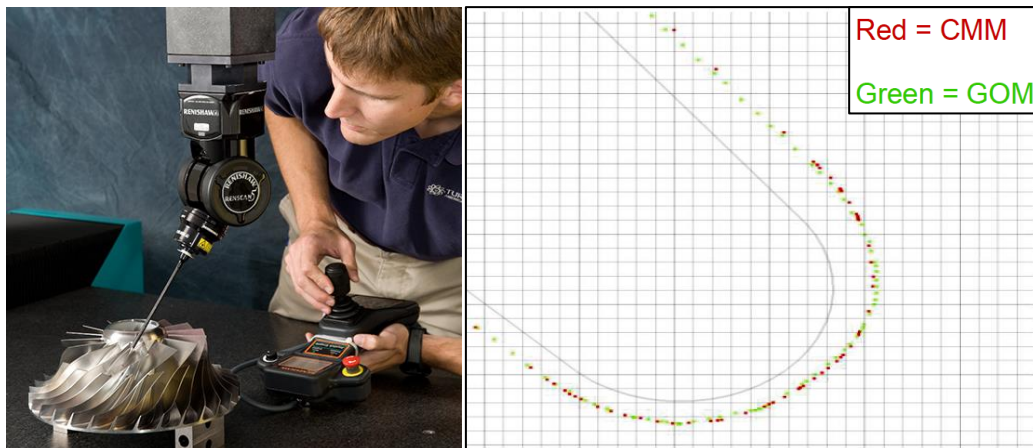


Figura 2. 14 Medición de un impeller mediante una sonda de cinco ejes REVO de Renishaw.

Comparación de la medición del leading Edge de un álabe con una máquina de medir por coordenadas y un scanner de luz estructurada ATOS de GOM [Orchard, 2009]

Por otro lado, en los últimos años se han popularizado en la industria las tecnologías de medición sin contacto [Savio et al., 2007; Geng y Bidanda, 2017]. En los procesos de fabricación de turbocomponentes podemos destacar el uso de las siguientes tecnologías [Orchard, 2009]: 1) los escáneres laser, 2) los escáneres de luz estructurada y 3) los escáneres de tomografía computarizada (CT) industrial. Los dos primeros se basan en métodos de medición utilizando técnicas de triangularización entre una fuente de luz, el punto a medir y un sistema receptor. Los escáneres laser proyectan un haz laser sobre la pieza siendo su reflejo captado por un sensor. Se utilizan en sistemas individuales independientes o configuraciones acopladas a brazos de medición o máquinas de medir por coordenadas. Los escáneres de luz estructurada proyectan patrones de luz, habitualmente de color azul o blanca, sobre la superficie de la pieza. Unas cámaras capturan la proyección distorsionada por los contornos de la pieza. La imagen es procesada mediante algoritmos para obtener las coordenadas de los puntos de la superficie. La principal ventaja de estos dos sistemas es la elevada tasa de medición de puntos por segundo, mientras que los problemas provienen del ruido en la medición de superficies reflectantes, la reducida línea de visión cuando los álabes están poco espaciados y la superposición de las sucesivas medidas. Estas técnicas han sufrido un gran avance en los últimos años, aunque todavía no llegan a los niveles de precisión de las sondas de palpado [Faro, 2018; Hexagon, 2018B; GOM, 2018; Creaform, 2018A; Kreon 3D, 2017; Konica-Minolta, 2017]. En la figura 2.14 de la derecha se puede observar la comparación de las mediciones de una sección de álabe, presentados por Rolls-Royce, realizadas con una máquina de medir por

coordenadas (en rojo) con las obtenidas con un sistema de luz estructurada de la empresa GOM (en verde) [Orchard, 2009]. Como ejemplo del avance realizado en estos últimos años por estas dos tecnologías se pueden citar tres máquinas comerciales: a) Escáner láser de CMM LC15Dx de Nikon con un error de sondeo (MPE_p) 1.9/3.9 μm y una velocidad de adquisición de datos de 70.000 pts/seg [Nikon, 2018B]; b) Escáner de luz estructurada tipo LED de color azul COMET 6 16M de Zeiss con cámara de 16 megapíxel con una resolución de 16 μm y un tiempo de captura de 1,2 segundos [Zeiss, 2018B]; c) Escáner láser portátil HandySCAN 700 de Creaform con una precisión de 30 μm y una velocidad de adquisición de 480.000 mediciones por segundo [Creaform, 2018B].

Por otro lado, los escáneres CT consisten en emitir un haz de rayos X sobre la pieza y medir, mediante receptores situados en el lado opuesto, la atenuación que se produce tras pasar por la pieza. Procesando esta información se crea la imagen digital de una sección, y solapando las diferentes secciones es posible obtener el volumen completo de la pieza. Su principal aplicación es la inspección de defectos en el interior de la pieza, aunque se ha extendido su uso para mediciones geométricas y dimensionales.

2.4. PROCESO DE FRESADO DE IBR-S

Como se ha comentado anteriormente el fresado en cinco ejes es el proceso convencional mediante arranque de material para la fabricación de IBR-s. En este apartado se resumen dos aspectos clave del proceso como son las herramientas de fresado y las configuraciones de máquina. Por último, se describirá la problemática existente en el fresado de estos componentes.


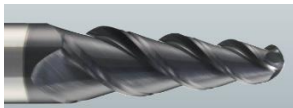


2.4.1 Herramientas y utillaje en el fresado de IBR-s

Una de las principales ventajas del fresado es la gran variedad de geometrías y tamaños de herramientas que se pueden encontrar en el mercado para diferentes aplicaciones. La opción más habitual para mecanizar blisk e impellers son las fresas enterizas de metal duro con recubrimiento [M'Saoubi et al., 2015]. Las herramientas enterizas o integrales cubren el rango habitual de diámetros utilizados (6-16mm), mientras que el metal duro tiene las propiedades necesarias para mecanizar aleaciones de Titanio y Níquel: principalmente una buena tenacidad del filo y alta resistencia al calor [Sandvik, 2018]. Las fresas de plaquitas o cabeza intercambiable

pueden ser una opción económica en ciertas operaciones, aunque no está muy extendido su uso en el mecanizado de estos componentes. Por otro lado, los recubrimientos (TiAlN, TiN, AlCrN, AlCr, CrN) mejoran la resistencia a la fricción, a la temperatura, la oxidación y la corrosión [Fdez. de Larrinoa, 2015].

Las geometrías de fresa más utilizadas son la frontal, la tórica, la cónica y la esférica. La fresa frontal es la más indicada para el desbaste ya que la velocidad de corte, función del diámetro de la herramienta, no disminuye en la punta. Sin embargo, los filos de la punta pueden sufrir excesivamente con giros bruscos en operaciones de cinco ejes. Una opción para disminuir este problema es utilizar fresas tóricas que tienen un elevado redondeo en la punta. Las fresas tóricas pueden ser también una opción válida para semiacabado de álabes mecanizando con el flanco. La principal aplicación de las fresas cónicas es precisamente las operaciones de *flank milling* que se detallará posteriormente. Estas fresas permiten realizar el acabado de superficies regladas en un solo nivel. También se pueden encontrar geometrías cónicas adaptadas a operaciones de semiacabado (diferente ángulo de hélice y número de dientes, y con contorno de filo rompe virutas), posibilitando dejar una demasía del álabe uniforme utilizando menos niveles que con una fresa esférica.

Tabla 2. 1 Aplicaciones de fresas frontal/tórica, cónica, esférica y barril

Tipo geometría fresa	Aplicación		
	Desbaste	Semiabado	Acabado
Frontal/Tórica 	●	●	●*
Cónica 	●	●	●*
Esférica 	●	●	●
Barril 	-	●	●

● Muy adecuado ● Adecuado ● Poco adecuado * Superficie reglada

La principal aplicación de las fresas esféricas es también el acabado. En geometrías de álabe cóncavas con radios de curvatura reducidos, las fresas esféricas son la única posibilidad para realizar las operaciones de semiacabado y acabado. Por último, los nuevos diseños de fresa de barril son una alternativa real para operaciones de semiacabado y acabado en geometrías de álabe no excesivamente curvadas [Emuge-franken, 2018; Technicut, 2018]. El elevado radio de curvatura del contorno permite reducir el número de pasadas, y por lo tanto, el tiempo de mecanizado. En la tabla 2.1 se resumen las aplicaciones de estas geometrías de fresa.

La elección del portaherramientas también es una decisión importante del proceso de mecanizado. Por un lado, los distintos tipos de portaherramientas tienen diferentes características, como por ejemplo en parámetros como la precisión, fuerza de sujeción o tipo de refrigeración. Por otro lado, las operaciones de mecanizado cercanas a la raíz de los álaves pueden necesitar un portaherramientas poco voluminoso para poder introducirse entre álaves evitando colisiones. Es el caso de los portaherramientas de amarre por contracción térmica (portas térmicos), como el que se ve en la figura 2.15 [Haimer, 2018].

También a la hora de diseñar el utillaje de amarre de la pieza hay que tener en cuenta las posibles colisiones. En la figura 2.15, se puede ver un utillaje para la fabricación de blisk utilizado en la empresa MTU Aeroengine [MTU, 2016]. Como se observa en la imagen, además de sujetar firmemente la pieza, se ha de asegurar un espacio de trabajo suficiente para que se pueda acceder desde diferentes orientaciones. Lo habitual es que en los blisk se necesite un espacio angular de ataque mayor que en los impellers.

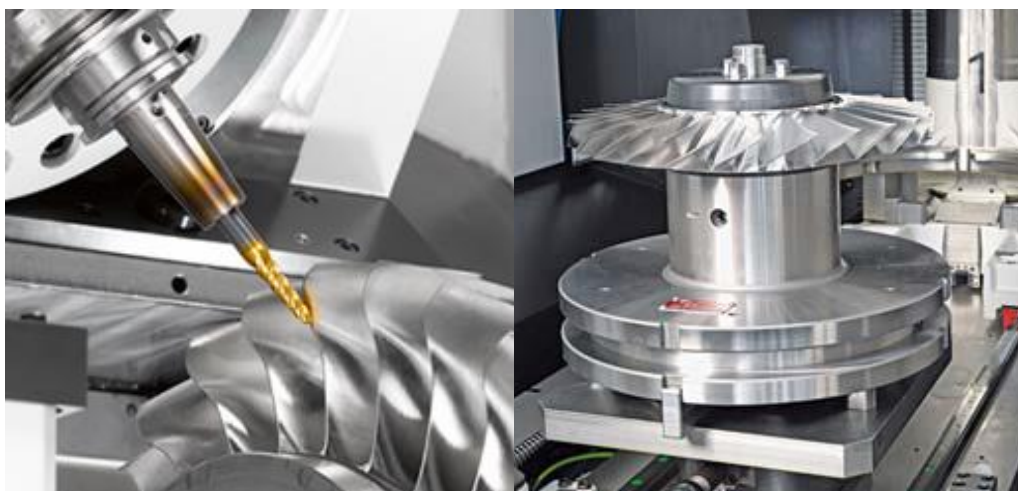


Figura 2. 15 Portaherramientas térmico y utillaje de sujeción para el mecanizado de blisks

2.4.2 Configuraciones de máquina herramienta para la fabricación de IBR-s

Las máquinas herramienta de cinco ejes añaden dos ejes de rotación a los tres ejes lineales estándares X, Y y Z, para poder orientar la herramienta en cualquier dirección. En la mayoría de las máquinas se identifican los ejes de rotación A, B o C como rotaciones respecto a los ejes X, Y y Z respectivamente según normativa ISO. En la figura 2.16, se pueden ver las principales configuraciones de ejes para el mecanizado en cinco ejes de rotores de álabes integrados. Cada una de ellas se denomina teniendo en cuenta la sucesión de grados de libertad (R: eje de rotación; L: eje lineal) empezando desde la pieza hasta la punta de la herramienta.

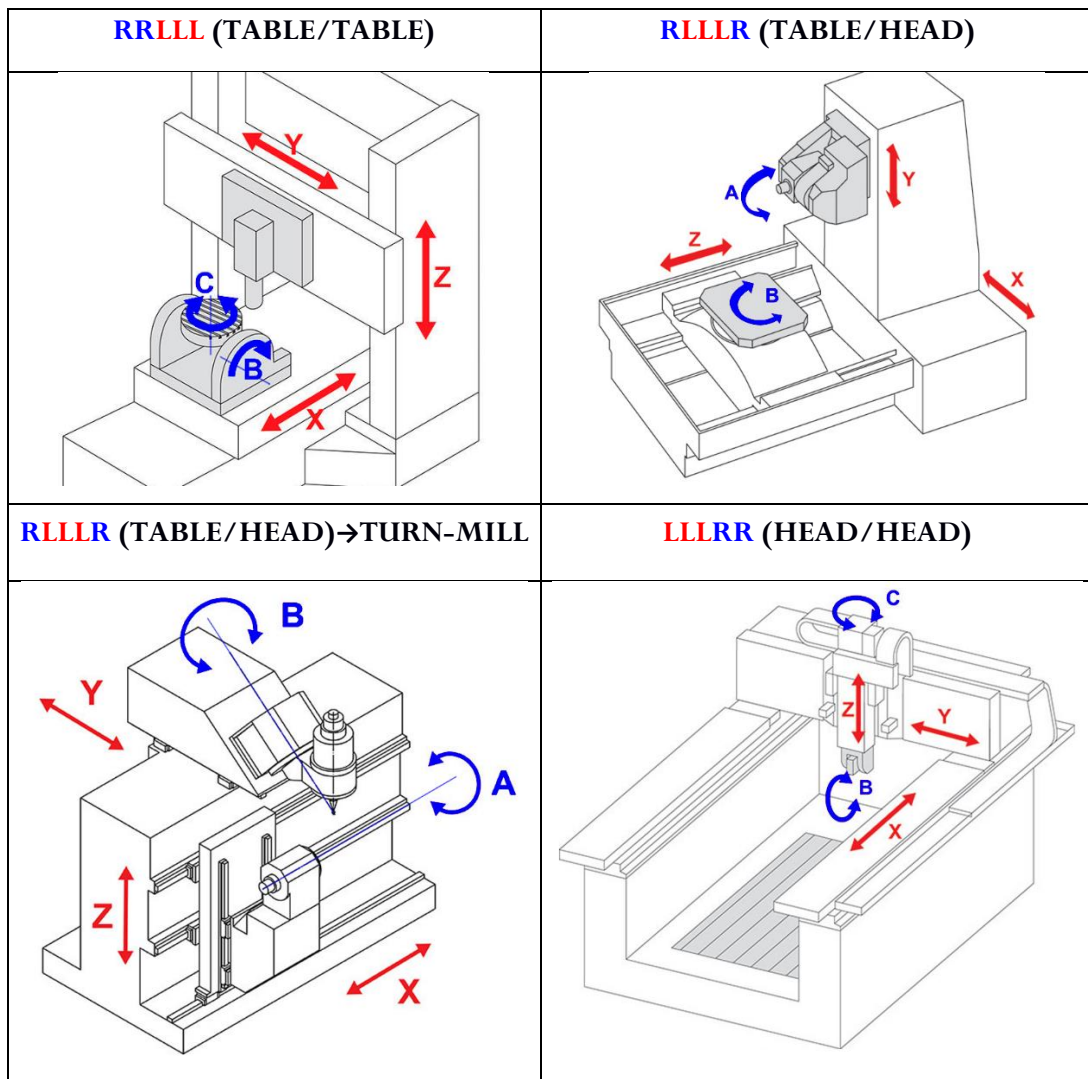


Figura 2. 16 Configuraciones de máquinas para mecanizado de IBR-s (fuente: Starrag, modificado)

La configuración más habitual es la RRLLL (TABLE/TABLE), con los tres ejes cartesianos combinados con una mesa basculante y un plato rotativo. Suelen ser máquinas compactas, con diferentes opciones de: 1) arquitecturas de ejes lineales, 2) orientación de mesa (normalmente

horizontal, en algún caso vertical), 3) apoyos de mesa (en algunos casos configuración de único apoyo para mejorar la accesibilidad), 4) así como con cabezal horizontal o vertical. La mayoría de las marcas que fabrican máquinas de cinco ejes, como DMG-Mori, Hermle, Starrag, Mazak, Makino, GF o Haas entre otras muchas, ofrecen soluciones de este tipo. Su éxito radica principalmente a que surge como evolución natural de las máquinas de tres ejes. Incluso existe gran demanda en el mercado de obtener funcionalidades de cinco ejes acoplando un plato divisor en máquinas de tres ejes, obviamente sin alcanzar las prestaciones de una máquina nueva. Debido a que los dos ejes de rotación son los encargados de orientar la pieza, es fácil de visualizar la posición y comportamiento de la máquina. Esta configuración tiene un mayor rango angular para atacar a la pieza, ya que la mesa suele girar más de 90° . Por otro lado, al no existir giro en el cabezal como en los otros casos, se tiene mayor rigidez en desbastes pesados y con materiales de baja maquinabilidad. En la figura 2.17 podemos ver un ejemplo de arquitectura de máquina RLLLL. Se trata de un centro de mecanizado Hermle C 50 UMT con capacidad para torneear utilizando el eje C (20-500 rpm). En la figura de la derecha se observa un blisk de Ti-64 de 800mm mecanizado en dicha máquina en un proyecto realizado entre Delcam y Technicut.

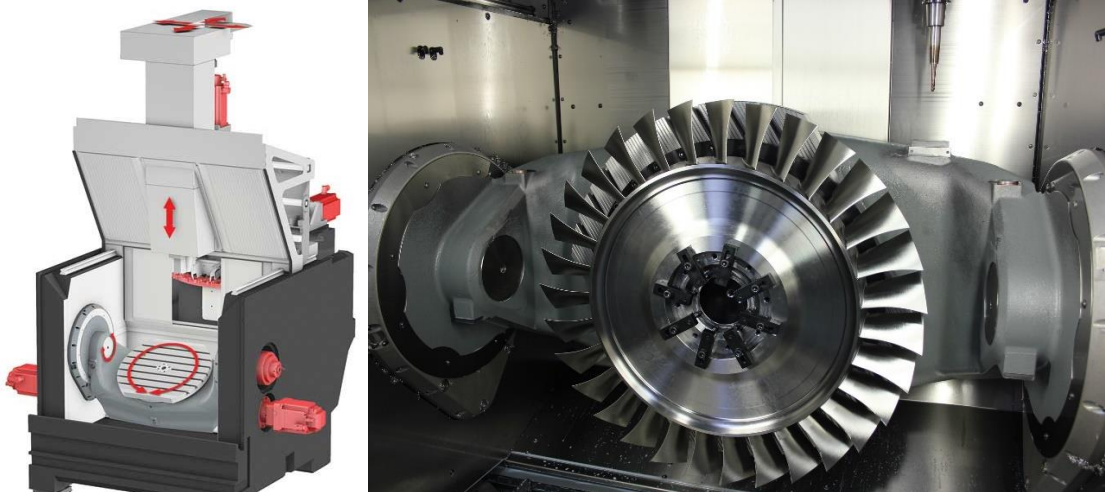


Figura 2.17 Centro de mecanizado Hermle C 50 UMT de configuración RLLLL

En la configuración RLLLL los ejes de rotación de la máquina están situados en la mesa y en el cabezal. Debido a que solo existe basculación en la mesa, todo el peso de la pieza se transmite directamente a la base de la máquina. Además, los desplazamientos de la pieza son menores, debido a que la pieza solo gira en la orientación. Por estos dos motivos, esta configuración es adecuada para piezas de gran peso. Por el contrario, el cabezal es menos rígido que en una

configuración RLLLL y se necesita mayor espacio de máquina para el posicionamiento del cabezal. En esta configuración podemos destacar dos grupos. Por un lado, una arquitectura en la que la pieza se coloca en el plato rotativo de la mesa, y por el otro una configuración de torno fresadora. En la figura 2.18 se puede ver un ejemplo de cada una de las configuraciones. El centro de mecanizado de la izquierda es el modelo MILL2000 de Chiron de columna móvil con cabezal basculante (B) y mesa rotativa (C). En la otra imagen se puede ver un centro de mecanizado Starrag para blisk, con un eje de giro (A) para la pieza y con un eje inclinado (B) para el cabezal que pasa muy cercano a la punta de la herramienta, por lo que los movimientos a realizar por los ejes son muy reducidos. Por último, se encuentra la configuración LLLRR (HEAD/HEAD), en donde la pieza se mantiene fija y es el cabezal el que realiza el posicionamiento con dos ejes de giro. Esta configuración es una alternativa para impeller de gran tamaño (para el sector de la energía), ya que se evita mover la pieza. Sin embargo, solo es una solución viable si se necesita mecanizar grandes piezas estructurales.

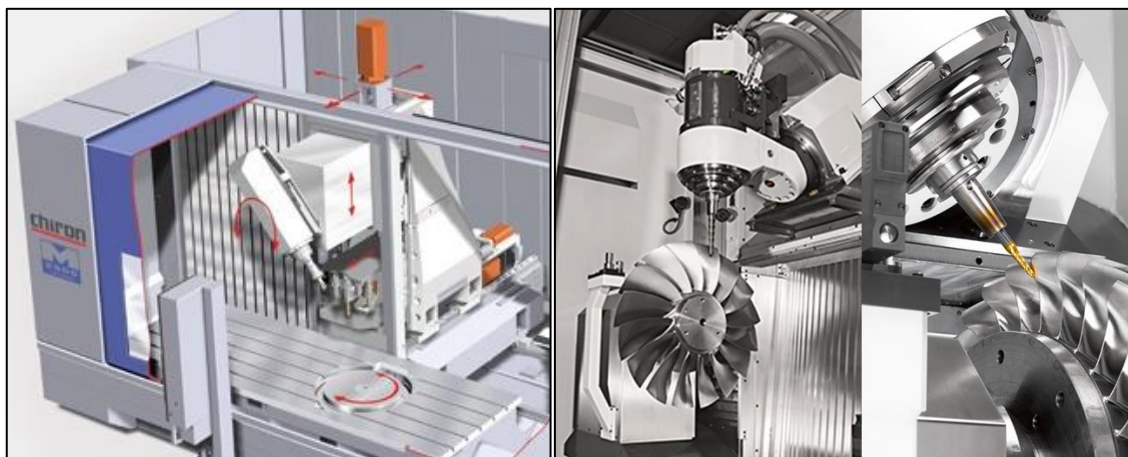


Figura 2. 18 Dos configuraciones RLLLR: MILL2000 de Chiron y NB 251 de Starrag

2.4.3 Problemática del fresado de IBR-s

A pesar de los avances en el mecanizado en cinco ejes, la fabricación de componentes como blisks e impellers de manera fiable y eficiente sigue siendo un campo con amplio desarrollo y mejora. La complejidad del proceso parte de los requisitos funcionales y técnicos de los turbo-componentes. Estos componentes son diseñados con superficies complejas con unos requerimientos de tolerancias superficiales y rugosidades muy estrictos, principalmente en los álabes. El fresado de estas geometrías requiere una gran flexibilidad en la orientación de la herramienta. Mecanizar interpolando en 5 ejes de manera continua permite optimizar la

accesibilidad de la fresa en la pieza diseñando trayectorias más ajustadas a la geometría final. Esto supone realizar complejos movimientos coordinados, evitando la colisión entre los elementos presentes en el espacio de trabajo: conjunto pieza-utillaje, herramienta y otros elementos de la máquina. El mecanizado en 5 ejes también posibilita un aumento de la tasa de arranque de material mecanizado por herramienta, la reducción de tiempos de ciclo y el uso de herramientas más cortas.

Un aspecto clave en estas geometrías es la esbeltez de los álaves. Las fuerzas de corte aplicadas sobre estas geometrías pueden generar flexión y vibraciones en los álaves, y por tanto, dar lugar a errores dimensionales en la pieza. La probabilidad de error dimensional en los álaves originadas por las fuerzas de corte es mayor en las operaciones de semiacabado y acabado. A medida que se avanza en el proceso de mecanizado se ha arrancado gran parte del volumen de material, por lo que en estas etapas los álaves son menos rígidos.

Por otro lado, hay que tener en cuenta que las propiedades mecánicas de estos turbocomponentes se han de mantener a altas temperaturas, presiones y ambientes corrosivos. Por lo tanto, la alta resistencia en estos materiales, no se ve afectada prácticamente por el aumento de las temperaturas durante el mecanizado. A esto hay que añadir que los materiales habitualmente utilizados, como son las aleaciones de Titanio o las aleaciones base de Níquel son materiales de poca conductividad térmica. Esto significa que las altas temperaturas generadas durante el mecanizado no se disipan rápidamente a la pieza, sino que se concentran en la zona de corte. Esta combinación de alta temperatura en la herramienta y altas fuerzas de corte da lugar a una baja maquinabilidad. Esto tiene una consecuencia directa en el coste de herramienta del proceso, además de que el desgaste de los filos de la fresa puede generar error dimensional en la pieza final. El desgaste de herramienta es más elevado y se da en una mayor área de la herramienta en las operaciones de desbaste, donde la superficie de contacto, las fuerzas de corte y temperaturas alcanzadas son mayores.

En comparación con los procesos no convencionales descritos anteriormente, el fresado tiene la ventaja de ser un proceso muy flexible, pudiendo adaptarse una máquina a diferentes geometrías debido a las amplias posibilidades de herramientas existentes en el mercado. Además, la tasa de arranque de material en operaciones de desbaste es elevada. Sin embargo, tiene como desventajas los desgastes de herramienta al mecanizar materiales de baja

maquinabilidad, y por tanto el coste de herramienta, así como los elevados tiempos necesarios en operaciones de acabado. En el esquema de la figura 2.19 se resume la problemática de los procesos de mecanizado en cinco ejes de rotores de álabes integrados.

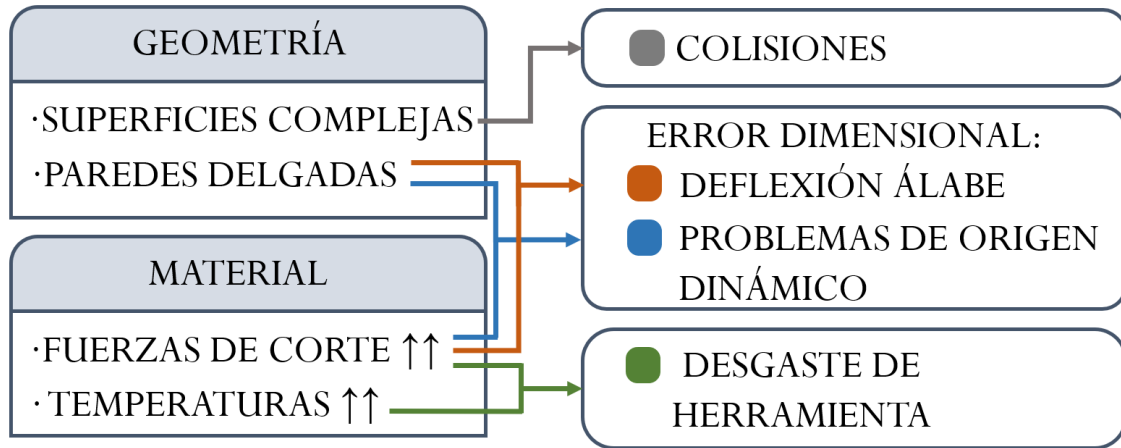


Figura 2. 19 Principales problemas en el mecanizado en cinco ejes de IBR-s

2.5. CAM: TRAYECTORIAS DE FRESADO EN CINCO EJES

El forjado suele ser la primera etapa del proceso de fabricación de IBR-s. Posteriormente se obtiene una preforma de revolución generada mediante torneado. Partiendo de esta preforma se realizan las operaciones de fresado de desbaste, semiacabado y acabado hasta obtener la pieza final. En el acabado se mecanizan por separado los álabes y la superficie del hub. En algunas geometrías, tras el mecanizado se realizan operaciones de granallado y pulido o *abrasive flow machining*.

La optimización del proceso de mecanizado de IBR-s se enfoca priorizando la productividad en las operaciones de desbaste, y la precisión a medida que se avanza en las operaciones de semiacabado y acabado. La productividad depende principalmente del tiempo de mecanizado y el coste de herramientas. A pesar del gran avance tecnológico en herramientas de fresado, el mecanizado de blisk e impeller supone la utilización y el reemplazo por desgaste de un gran número de fresas. Además, utilizar estrategias agresivas que aumentan la tasa de arranque suele suponer un aumento también del desgaste de herramienta. Por lo tanto, en el desbaste el objetivo es encontrar un equilibrio entre ambas variables, minimizando el coste del proceso. La precisión no es un aspecto crítico en el desbaste, pero a medida el mecanizado se acerca a la geometría final sí que lo es (errores de forma menores de 0.05 mm y rugosidad superficial

0.25-0.4 μm). Por lo tanto, en las operaciones de acabado el objetivo es intentar reducir las variables tiempo y desgaste, sin que se disminuya la calidad de la pieza. En el esquema de la figura 2.20 se observa la importancia de las características de precisión, tiempo y desgaste a lo largo de las operaciones de desbaste, semiacabado y acabado.

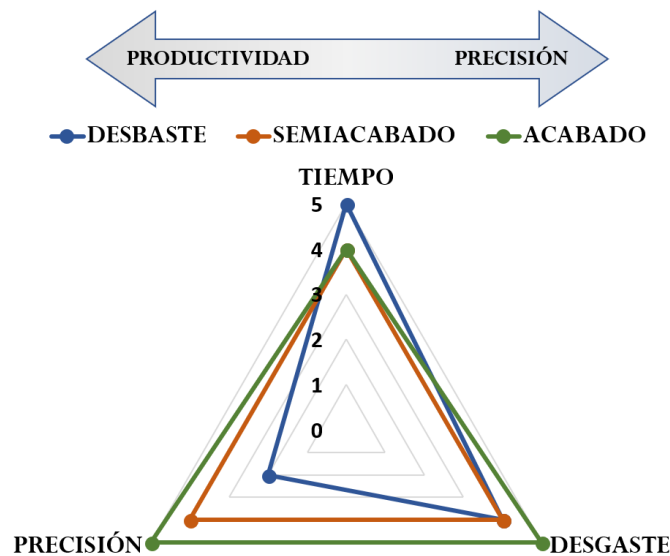


Figura 2. 20 Comparación de objetivos según precisión, y disminución de tiempo y desgaste para las operaciones de desbaste, semiacabado y acabado

La generación de trayectorias de fresado en 5 ejes de superficies libres es un campo de investigación de amplio desarrollo en los últimos años, y que abarca múltiples líneas debido al gran número de factores que toman parte en el proceso [Lasemi et al., 2010]. En concreto, el mayor número de investigaciones se centra principalmente en la creación de algoritmos en estos tres puntos: la generación de la trayectoria, la orientación óptima de la herramienta, y el posicionamiento de la herramienta libre de colisiones [Rauch y Hascoët, 2012; Tang, 2014]. Estos tres cálculos están relacionados entre ellos, de tal manera que la solución al problema de cálculo global de la trayectoria se divide en las siguientes etapas: una vez seleccionada la fresa, se seleccionan el patrón y la dirección de la trayectoria, se especifican los puntos de contacto en la superficie y por último se verifican las interferencias locales y globales para obtener la orientación de la herramienta (figura 2.21). La solución obtenida ha de ser libre de colisiones, la altura de cresta ha de estar dentro de las tolerancias fijadas y el tiempo de mecanizado ser el menor posible. Por otro lado, los algoritmos desarrollados han de ser eficientes respecto al uso de memoria y se han de adaptar a diferentes tipos de superficies.

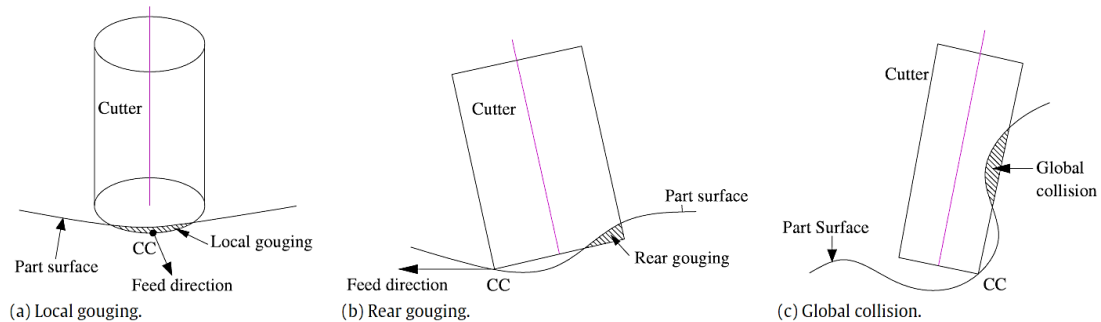


Figura 2. 21 Representación gráfica de interferencias locales (a), (b); y globales (c) [Tang, 2014]

La mayoría de los algoritmos utilizados por softwares CAD/CAM no han sido publicados, sin embargo, en este apartado se resumen diferentes metodologías publicadas en los últimos años que han llevado a optimizar el cálculo de trayectorias de mecanizado en cinco ejes de superficies complejas.

Los métodos tradicionales de generación de trayectorias son los llamados *iso-parametric*, *iso-planar* e *iso-scallop* [Lasemi et al., 2010]. El método *iso-parametric*, abordado inicialmente por Loney y Ozsoy, consiste en generar trayectorias manteniendo constante uno de los parámetros de una superficie paramétrica [Loney y Ozsoy, 1987]. Por otro lado, el método *iso-planar* genera trayectorias dividiendo la superficie por planos paralelos en el espacio cartesiano, teniendo como restricción la altura de cresta objetivo [Hang y Yang, 1999; Ding et al., 2013]. El principal problema de estos métodos es que conllevan a espaciados entre trayectorias conservadores para cumplir la altura de pico deseada, con lo que podrían obtenerse zonas de la superficie con excesiva calidad. Entre las mejoras realizadas de estos dos métodos destaca el de *iso-scallop height*, que se basa en mantener la altura de pico constante en toda la superficie, mediante la optimización en sucesivas etapas de un patrón base inicial [Lin y Koren, 1996]. Muchas investigaciones desarrolladas posteriormente han tratado de mejorar este método, o de elaborar técnicas para generar un patrón base óptimo [Chiou y Lee, 2002; Kim y Sarma, 2003; Castagnetti et al., 2008].

Entre los desarrollos más recientes podemos destacar los denominados métodos C-space (*Configuration space methods*) desarrollado por Choi et al. y Morishige et al. [Choi et al., 1997; Morishige et al., 1997]. En estos métodos de generación de trayectorias y orientación de herramienta libre de colisión, las posibles configuraciones de un sólido rígido con determinados grados de libertad, son representadas por puntos en un espacio (C-space) que es función de los

grados de libertad, y en donde también son representados los objetos obstáculo. De esta manera es posible conocer que combinación de parámetros de grados de libertad representan orientaciones sin colisión. Otra técnica para el cálculo de orientación de herramienta evitando colisiones locales es el denominado *Rolling Ball Method* (RBM), presentado por Gray et al. [Gray et al., 2003]. Las colisiones locales se dividen en dos tipos: 1) arranque en exceso de material en el punto de contacto de la herramienta debido a la diferencia de curvatura entre la herramienta y la superficie (*local gouge*) y 2) interferencias con partes del filo de la herramienta alejadas del punto de contacto (*rear gouge*). El método RBM permite calcular orientaciones de herramienta para evitar este tipo de colisiones mediante el ajuste de curvaturas en las cercanías del punto de contacto. También existen otros métodos que permite detectar colisiones globales, debidas a interferencias entre pieza y partes de la herramienta no comprometidas en el corte, como el portaherramientas o resto de elementos de la máquina [Geng y Zhang, 2012; Tang, 2014].

Algunos grupos de investigación han enfocado su investigación de generación de trayectorias al proceso de fabricación de turbocomponentes, planteándose diferentes métodos para la elaboración de trayectorias de desbaste y acabado. Bohez desarrollo un algoritmo con la herramienta CAD/CAM Unigraphics II para generar operaciones de fresado en cinco ejes de impellers [Bohez, 1997]. Utilizando operaciones secuenciales de mecanizado de superficies, cada porción de trayectoria era generada moviendo la herramienta a lo largo de la intersección de superficies de apoyo hasta alcanzar una superficie límite. Park et al. Propusieron un método para calcular los offset respecto del hub en coordenadas cilíndricas [Park et al., 1999]. Mediante el cálculo del punto de intersección de estas superficies con la herramienta orientada se evaluaba las sucesivas posiciones de la herramienta. Tsay et al. obtuvieron un algoritmo para la generación de trayectorias con verificación de colisiones globales [Tsay et al., 2001]. Este método fue validado en el mecanizado de geometrías de impeller utilizando fresas de bola. También Chen y Wang analizaron la generación de operaciones de mecanizado utilizando el software comercial CAD/CAM Unigraphics. A pesar de analizar estrategias de mecanizado con el flanco para el acabado de los álabes no profundizaron en el desarrollo de operaciones de desbaste en cinco ejes [Chen y Wang, 2001]. Posteriormente Young y Chuang desarrollaron un módulo CAM específico para impellers con el objetivo de reducir el tiempo de diseño de

trayectorias de mecanizado. En el mismo trabajo analizaron el error cometido en las operaciones de acabado del álabe [Young y Chuang, 2003].

Más recientemente Heo et al. desarrollaron un método para dividir el desbaste de impeller en operaciones de 2+3 ejes, calculando regiones libres de colisión para la herramienta [Heo et al., 2008]. También, Qi et al. estudiaron la posibilidad de mejorar el proceso de desbaste de estas geometrías mediante un algoritmo que estimaba el diámetro de herramienta óptimo [Qi et al., 2009]. Las curvas límites de las áreas a mecanizar eran divididas en los mismos parámetros y las direcciones del eje de la herramienta para el mecanizado de los álabes con el flanco eran utilizadas como base para la orientación de la herramienta.

Un problema muy habitual son las marcas de fresado en los álabes debidas a los movimientos bruscos entre posiciones libres de colisión. Chen et al. propusieron un procedimiento para suavizar las trayectorias en operaciones de mecanizado con la punta de la fresa, modificando las posiciones de rotación dentro del rango de orientaciones de no colisión [Chen et al., 2009]. En la misma dirección, pero para geometrías blisk, Tung y Tso utilizaban superficies límites de guiado para prevenir cambios elevados en la orientación de la herramienta entre dos puntos [Tung y Tso, 2011]. Algunos trabajos se centran en operaciones de acabado, como se detallará posteriormente. Para obtener unas trayectorias de desbaste más simples en geometrías complejas no regladas, Fan et al. desarrollaron un método en el que previamente se calculaba una superficie reglada envolvente al álabe original. El trabajar con esta superficie reglada suponía simplificar los cálculos y las trayectorias [Fan et al., 2013].

Existen diversos softwares CAM comerciales para el diseño de trayectorias de mecanizado en 5 ejes de superficies complejas. En estos programas podemos encontrar dos grupos de operaciones de mecanizado. Por un lado, están las operaciones multieje más generales que permiten un mayor grado de flexibilidad a la hora de configurar y personalizar las operaciones por parte del usuario. Por otro lado, debido a la complejidad y demanda de piezas como blisks e impellers, muchos de estos softwares han ido incluyendo módulos específicos para generar operaciones típicas de mecanizado para este tipo de turbocomponentes. Algunos ejemplos son NX de Siemens [NX, 2018], MAX-PAC de Concepts NREC [NREC, 2018], HyperMILL de Openmind [HyperMILL, 2018], PowerMILL de Delcam [PowerMILL, 2018], ModuleWorks de ModuleWorks GmbH [ModuleWorks, 2018], ESPRIT de DP Technology [ESPRIT, 2018],

Mastercam de CNC Software [Mastercam, 2018] o GibbsCAM de Gibbs and Associates [GibbsCAM, 2018]. Estos módulos destacan respecto a las operaciones multieje, en la facilidad con la que se define la geometría de pieza y se pueden generar operaciones complejas. Sin embargo, todavía están en proceso de mejora y de aportar mayor flexibilidad de configuración al usuario, por lo que en ciertas operaciones se obtienen mejores resultados con las operaciones generales multieje, a cambio de un mayor coste en tiempo de diseño.

2.5.1 Operaciones de desbaste

Entre las estrategias utilizadas para realizar el desbaste se pueden destacar el ranurado (*slot milling*), el fresado trocoidal y el fresado en penetración (*plunge milling, dive milling*) (ver figura 2.22). El ranurado es una estrategia donde la profundidad radial a_e es igual al diámetro de la herramienta. Se utiliza como estrategia inicial de corte con los patrones habituales de trayectorias tipo zig o zig-zag. En estos casos, se toma como referencia las intersecciones con la geometría a determinados niveles, para generar las trayectorias curvas entre los álabes. Lo habitual es que estos niveles sean superficies paralelas a una de las superficies de revolución de la pieza (hub/shroud) o una interpolación entre ambas. Los puntos a favor de esta estrategia son la alta tasa de arranque de viruta en régimen estable y el hecho de ser una trayectoria más simple. Sin embargo, genera altas fuerzas de corte radial, por lo que las ranuras profundas requieren dividir el ranurado en varias pasadas.

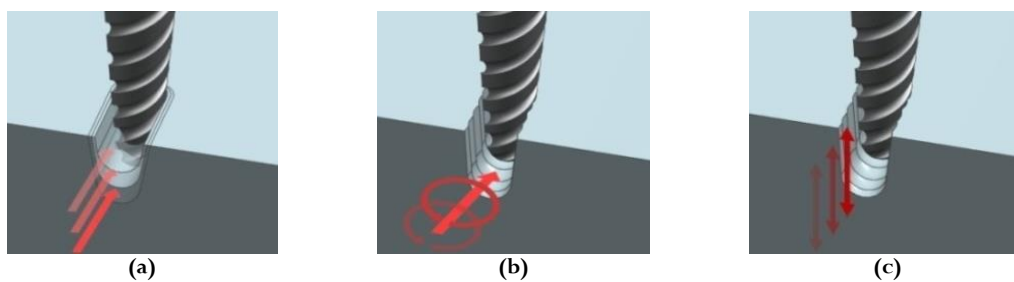


Figura 2. 22 Estrategias de ranurado (a), fresado trocoidal (b) y fresado en penetración (c)

El fresado trocoidal consiste en la combinación del movimiento de avance de la herramienta con el de trayectorias circulares, teniendo menor ángulo de contacto con el material. La principal ventaja respecto al slot milling es el menor desgaste de herramienta. Debido a que se generan menores fuerzas de corte radiales, se pueden utilizar velocidades de corte y profundidades de corte axial superiores [Uhlmann et al., 2013]. Por contra, el diseño y generación de trayectorias trocoidales en cinco ejes adaptándose a la geometría de la pieza

requiere un mayor coste. Además, exige mayores capacidades dinámicas de la máquina herramienta [Gomes et al., 2010; Kappmeyer et al., 2012].

En el fresado en penetración o plunge milling el avance se realiza en la dirección del eje de la herramienta introduciéndose en el material. El mecanizado se realiza con el filo secundario de la fresa, en vez de realizarse con el filo principal. En esta estrategia las fuerzas de corte predominantes son en dirección axial. En general, el plunge milling es un método alternativo cuando no se puede utilizar fresado lateral debido a la vibración. Por ejemplo, si el voladizo de herramienta es elevado, en caso de ranurado profundo, si la estabilidad es deficiente o con materiales de baja maquinabilidad como las aleaciones de titanio o níquel [López de Lacalle et al., 2011].

Una alternativa al desbaste con fresas enterizas es el ranurado con disco de plaquitas. Esta solución permite intercambiar o girar las plaquitas desgastadas en lugar de desechar o reafilar fresas enterizas. En la figura 2.23 se puede ver la fresa de disco FDN-XN13 de Iscar con plaquitas de 8 filos de corte. Otro ejemplo es la patente realizada por General Electric para el uso de fresa de disco de forma esférica que se adaptaría mejor a las geometrías alabeadas de los blisk (ver figura 2.23).

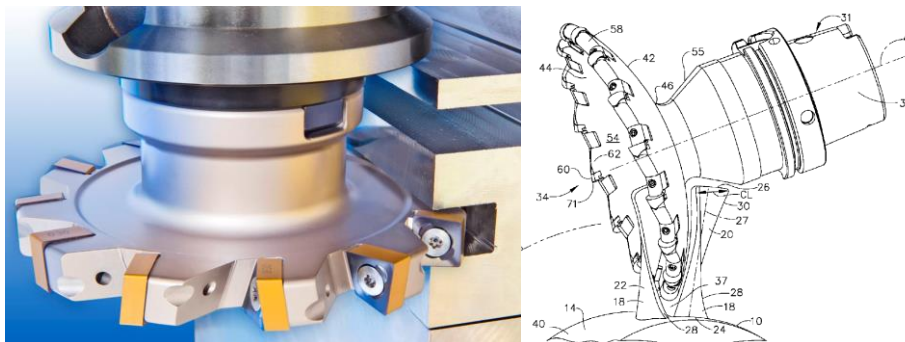


Figura 2. 23 Fresa de disco Iscar FDN-XN13. Patente de disco esférico [General Electric, 2013]

2.5.2 Operaciones de acabado

Una vez realizado el desbaste entre álabes se realizan las operaciones de semiacabado y acabado de los álabes y el hub. También puede ser necesario reparar los radios de acuerdo u otras zonas de la pieza donde hayan quedado demasías de material. Cabe destacar la importancia de la técnica de fresado utilizada en el acabado. Las técnicas de fresado se diferencian en función de la parte de la herramienta que realiza el contacto con la pieza durante el mecanizado. En

operaciones de acabado de superficies complejas podemos destacar las técnicas de *point milling* y *flank milling*. En el *point milling* el contacto durante el arranque de viruta se realiza en la parte esférica de la punta de la fresa. En el *flank milling* el arranque de material se realiza con los filos de corte situados en el contorno de la herramienta. En la figura 2.24 se pueden observar los contactos en operaciones de *point milling* y *flank milling*, en color rojo y azul respectivamente, para diferentes geometrías de fresa. Se han representado una fresa de punta esférica (*ball nose end mill*), una cilíndrica (*flat end mill*), una cónica (*tapered ball nose end mill*) y una de barril (*barrel-shaped mill*).

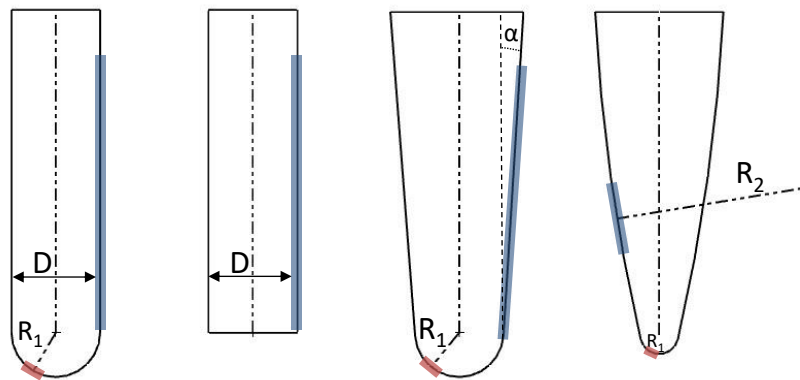


Figura 2. 24 Contactos en la herramienta en operaciones de point y flank milling

Las fresas cónicas con grandes longitudes de filo de corte son ampliamente utilizadas para el semiacabado y acabado de álabes reglados mediante mecanizado con el flanco. Permiten una gran flexibilidad en la accesibilidad desde diferentes ángulos, además de ganar rigidez respecto a fresas cilíndricas de mismo diámetro de bola.

Los nuevos diseños de fresa de barril han emergido como alternativa a las geometrías tradicionales para aumentar la productividad de las operaciones de acabado [M'Saoubi et al., 2015]. En estas fresas el centro de curvatura del contorno se encuentra alejado del eje de la herramienta, posibilitando tener un elevado radio en el contacto sin aumentar el tamaño de herramienta (ver figura 2.25). Por lo tanto, en las operaciones de *flank milling* con fresas de barril el volumen de viruta que se arranca en la pasada es mayor que en una operación de *point milling* con una fresa esférica de diámetro de mango similar. Es decir, utilizando una fresa de barril podemos reducir considerablemente el número de pasadas (tiempo de mecanizado) en el acabado del álabe.

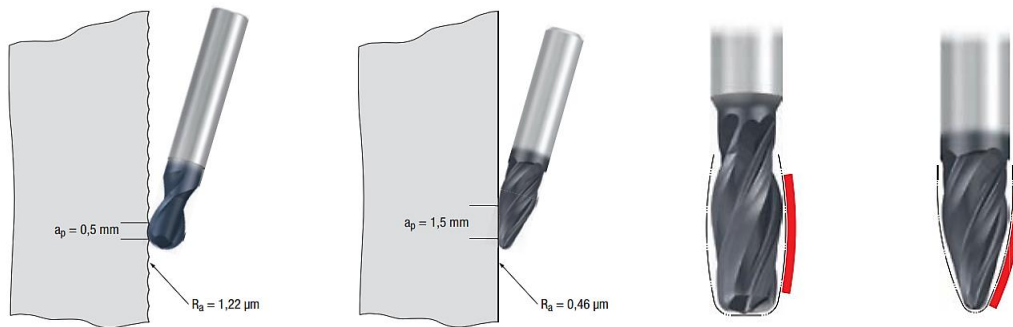


Figura 2. 25 Pasada con fresa esférica y de barril. Diseños de fresa de barril de Emuge-Franken

El *flank milling* es una estrategia enfocada a operaciones de semiacabado y acabado, en superficies de álabes generadas por la revolución de una línea alrededor de un eje (single-curved surface) o generadas por el barrido de una línea (isoparamétrica) a través de dos curvas guía (superficie reglada o *ruled surface*). La estrategia de *flank milling* disminuye el tiempo de mecanizado y mejora la calidad superficial respecto al *point milling* [Harik et al., 2012]. Por otro lado, a mayor contacto entre pieza y herramienta, se requieren mayor potencia, estabilidad, evacuación de viruta y capacidad de movimiento de la máquina.

El desarrollo de trayectorias óptimas para el uso del fresado periférico ha sido objeto de numerosos estudios. Se trata de un problema de alta complejidad, ya que no toda superficie reglada es posible mecanizarla de manera perfecta. Tal y como se ha comentado, se distinguen dos tipos de superficies regladas: 1) las desarrollables, en las que el plano tangente a la superficie es el mismo en todos los puntos de una misma isoparamétrica, y 2) las no desarrollables en caso contrario. En el caso de las superficies no desarrollables cuanto mayor es el ángulo entre el plano tangente en los dos extremos de la isoparamétrica y mayores son los diámetros de herramienta utilizados, mayor es el error de interferencia con la pieza cometido, siendo geoméricamente imposible mecanizar de forma perfecta la superficie. Por lo tanto, aunque con el fresado en *point milling* se necesitan tiempos de mecanizado superiores para acabar un álabe, no tiene las limitaciones respecto a la geometría que tiene la operación de *flank milling*. Además, las fuerzas de corte generadas son inferiores, un aspecto importante a considerar con materiales de baja maquinabilidad.

En los últimos años se han desarrollado numerosos estudios para la reducción del error producido al colocar la herramienta en las generatrices de la superficie reglada no desarrollable.

Los métodos de reposicionamiento de herramienta se dividen principalmente en dos tipos: analíticos y numéricos [Senatore et al., 2012]. Los primeros son más fáciles de implementar, pero se obtienen mayores errores que en los métodos numéricos. Algunos de estos trabajos, se han centrado en obtener una superficie mecanizable mediante *flank milling* (*flank millable surface*) de idénticas propiedades aerodinámicas e integridad estructural, y cercana a la original [Lartigue et al., 2003; Li et al., 2007; Tsai et al., 2008; Gong y Wang, 2009]; en técnicas de mecanizado con el flanco multipasada [Wu, 1995]; o en adaptar la geometría de la herramienta [Chaves-Jacob et al., 2009]. Una nueva técnica estudiada en las últimas décadas como alternativa en operaciones de acabado, es el *flank superabrasive machining* (Flank SAM), utilizando muelas de rectificado de revolución. En la figura 2.26 se puede ver el mecanizado de los álabes de un blisk mediante *Flank SAM* realizado en la empresa Pratt and Whitney [Wu, 2012]. Las etapas que se siguen en este método son las siguientes: 1) En primer lugar se diseña el álabe para obtener la superficie de mayor eficiencia; 2) posteriormente se modifica esa superficie para que sea mecanizable por *flank milling* (proceso de iteración entre simulaciones de mecanizado, aerodinámica y análisis estructural); 3) por último se mecaniza el álabe utilizando dos herramientas de nitruro de boro cúbico CBN, una con la forma de la superficie de succión y otra con la de presión.

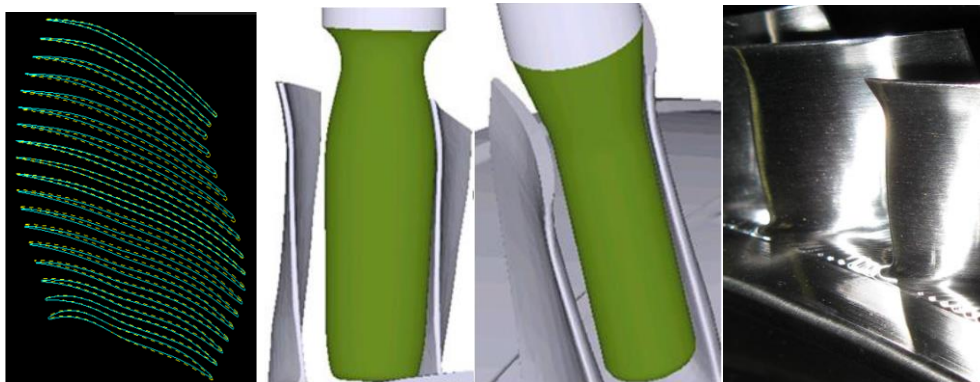


Figura 2. 26 Iteración de cálculo de nueva superficie. Mecanizado Flank SAM [Wu, 2012]

2.5.3 Simulación de operaciones

El proceso de diseño de operaciones de mecanizado en cinco ejes parte de la geometría CAD 3D del componente. Tras seleccionar la preforma inicial, los utillajes necesarios y las herramientas de corte a utilizar se inicia el diseño de trayectorias de mecanizado con la ayuda de un software CAM. Inicialmente se genera la trayectoria de la operación configurada por el

usuario. Posteriormente se ha de simular y analizar la trayectoria generada para verificar su idoneidad o en caso contrario modificar la operación. Este proceso de simulación se divide en dos etapas. Un primer paso, de cara a detectar posibles modificaciones en la operación es la simulación de arranque de material. Esta función incorporada en los softwares CAM, permite visualizar en un entorno CAD 3D el movimiento de la herramienta a lo largo de la trayectoria y cual va siendo el material arrancado. Dentro de esta simulación, una opción muy útil de verificación es el análisis de demasías de material respecto del sólido objetivo final. Mediante esta opción, tras simular el arranque de material, se pueden observar las zonas más conflictivas en las que queda sobre espesor o en las que se ha mecanizado más de lo deseado. La siguiente etapa dentro de la simulación de la operación es detectar posibles colisiones con los diferentes elementos del centro de mecanizado. Para ello es necesario disponer del CAD 3D de los elementos de la máquina y los utillajes. Además, se requiere configurar la cinemática del ensamblaje 3D de la máquina. De esta manera los grados de libertad y el movimiento simulados en una operación de mecanizado, se corresponden a los que se producirían en la máquina real. Existen dos posibilidades de realizar esta segunda etapa: en el propio software CAM, o utilizando un software independiente especializado en simulación y verificación de máquina [Vericut, 2018; NC SIMUL MACHINE, 2018; Machine Works, 2018]. Estos softwares permiten detectar colisiones, acercamientos excesivos entre componentes, simular códigos G reales de la máquina o ajustar el avance de herramienta a las solicitudes puntuales a lo largo de la trayectoria. Sin embargo, utilizar el CAM para la generación y verificación de trayectoria supone mayor comodidad y reducir el coste en licencias de software.

2.6. IMPORTANCIA DE LA MODELIZACIÓN EN EL FRESADO

La simulación del mecanizado de los módulos de CAM es extremadamente útil para detectar colisiones. Sin embargo, a pesar de que estos análisis geométricos y volumétricos son de gran ayuda, los softwares CAM comerciales no integran todavía una estructura interna de sistema de fabricación virtual, *Virtual Manufacturing System* (VMS) [Brecher et al., 2009], en el que se enlazan varios sistemas de simulación y se predicen conjuntamente diferentes parámetros del proceso. Es necesario adquirir otras soluciones complementarias, como es el caso del software NPRO de la empresa MAL, para predecir parámetros dinámicos del mecanizado [NPRO, 2018]. La tendencia actual es avanzar en dos enfoques del proceso: la monitorización y la

modelización de variables. El objetivo es ir estrechando el cerco entre los valores que se predicen en los modelos y los valores reales de las magnitudes del proceso.

La modelización de los diferentes parámetros del proceso de fresado es un campo prolífico de la literatura científica [Van Luttervelt et al., 1998], habiéndose obtenido grandes avances en los últimos años. Poder predecir variables del proceso como las fuerzas de corte, el campo de tensiones en el material, la temperatura en pieza y herramienta o las deformaciones de los diferentes elementos, no solo tiene como objetivo conocer la física del proceso. Además, permite conocer parámetros relacionados con la productividad, calidad y coste del proceso como son la vida de herramienta, la precisión, la rugosidad o la integridad superficial [Arrazola et al., 2013].

Centrándose en el fresado de IBR-s, y recordando la problemática descrita en el apartado 2.4.3, se pueden destacar dos variables cuya predicción conlleva a la optimización del diseño de trayectorias y al control del proceso de mecanizado: 1) las fuerzas de corte durante el mecanizado y 2) el acabado superficial obtenido.

Los softwares CAM comerciales no tiene en cuenta la geometría real de los filos de la herramienta, ni el runout de la herramienta. Además, no permiten apoyarse en análisis mecánicos, estáticos o dinámicos, analizando la flexibilidad del binomio herramienta-pieza. Por lo tanto, pueden obtenerse trayectorias que, siendo correctas desde un punto de vista geométrico, den lugar a errores geométricos o mala calidad de acabado superficial.

La probabilidad de que esto ocurra es grande en piezas como los IBR-s debido a la esbeltez de los álabes. Hay que destacar, que la geometría de los álabes está directamente relacionada con el comportamiento aerodinámico, siendo un aspecto de gran importancia controlar el acabado superficial, incluso en el caso de que existan procesos posteriores de pulido.

2.6.1 Modelos de fuerzas de corte

Entre los numerosos trabajos de investigación desarrollados para la predicción de fuerzas de corte destacan cinco grandes grupos generales de modelos: los analíticos, los empíricos, los numéricos, los mecanísticos y los que utilizan técnicas de inteligencia artificial. Los primeros modelos analíticos datan de finales del siglo XIX e inicios del XX con trabajos destacados como los de Time, Tresca, Mallock, Zvorykin, Briks y Usachev [Finnie, 1956; Astakhov, 2006;

Markopoulus, 2013]. No fue sin embargo hasta la década de 1940 cuando los **modelos analíticos** se convirtieron en pieza clave para la comprensión de los mecanismos del proceso de arranque de material. Estos métodos, basados en la mecánica del corte, relacionan la geometría del corte y el comportamiento del material utilizando parámetros mecánicos [Ehmann et al., 1997; Van Luttervelt et al., 1998; Altintas, 2012].

El modelo del plano de cizalladura (*shear plane model*) de Ernst y Merchant fue el primer análisis cuantitativo de las fuerzas de corte, y en muchos escritos se considera como el origen de la era moderna de los modelos analíticos del proceso de mecanizado [Ernst y Merchant, 1941; Merchant, 1945]. Desarrollaron un modelo para corte ortogonal asumiendo que la cizalladura del material (homogéneo, isotrópico y con un comportamiento puramente plástico) se produce en un plano denominado plano de cizalladura. Unos años antes Piispanen había propuesto un modelo similar, denominado “card model” (debido a la analogía utilizada entre la deformación de la viruta con el desplazamiento de las cartas de una baraja), pero su trabajo tuvo menos repercusión [Piispanen, 1937/1948].

El análisis de Ernst y Merchant presentaba la relación geométrica entre diferentes pares de fuerzas perpendiculares definidos en un círculo, cuyo diámetro representa la resultante de las fuerzas de corte (ver figura 2.27). Del diagrama de fuerzas se obtiene la siguiente relación entre la fuerza de corte resultante, la tensión de cizalladura τ_s , la profundidad b y el espesor de corte sin deformar h , y los ángulos de cizalladura φ_c , el de fricción medio β_a y el de la cara de desprendimiento α_r :

$$F_c = \frac{F_s}{\cos(\varphi_c + \beta_a - \alpha_r)} = \tau_s b h \frac{1}{\sin \varphi_c \cos(\varphi_c + \beta_a - \alpha_r)} \quad (2.1)$$

Los valores característicos τ_s , φ_c y β_a de cada material han de obtenerse experimentalmente. El modelo matemático presentado por Ernst y Merchant utilizaba el principio de energía mínima para determinar el ángulo de cizalladura φ_c en función de β_a y α_r (partiendo de la potencia consumida $P = F_{tc}V$). A pesar de las diferencias existentes entre los resultados de sus ecuaciones y sus datos experimentales, su modelo influyó significativamente en un gran número de investigaciones posteriores.

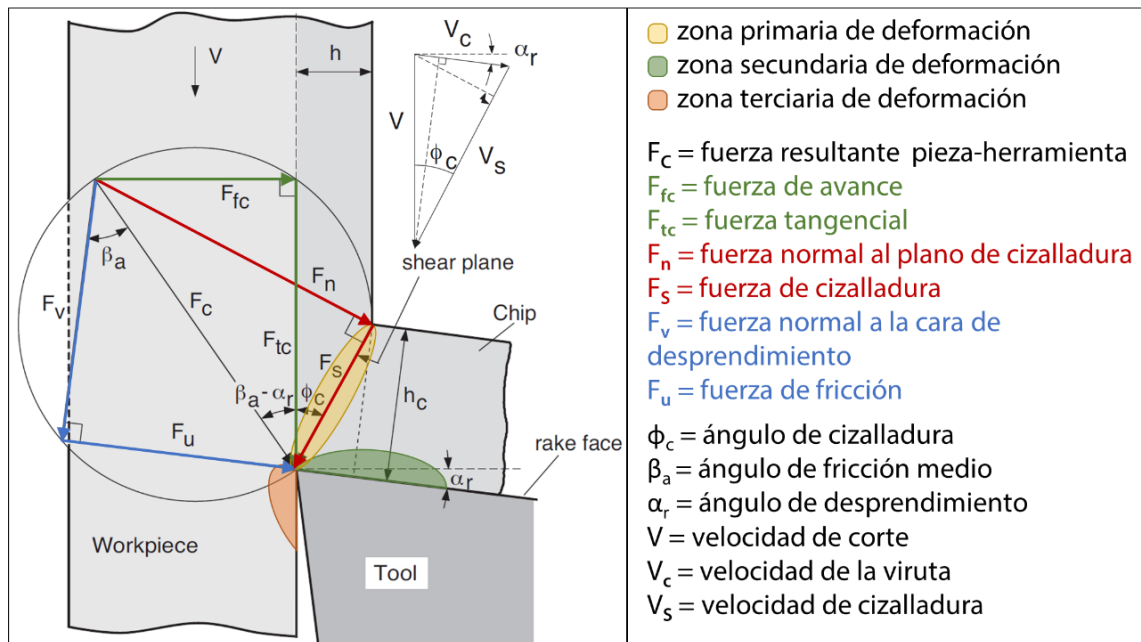


Figura 2. 27 Diagramas de fuerzas y velocidades en el modelo de plano de cizalladura [fuente modificada: Altintas, 2012]

Posteriormente Lee y Shaffer desarrollaron un modelo basado en líneas de deslizamiento (*slip-line field model*) en el que aplicaban al corte las leyes fundamentales de plasticidad [Lee y Shaffer, 1951]. En dicho modelo se representaba una región triangular en la que el material está en estado plástico y en equilibrio, obteniéndose una relación del ángulo de cizalladura idéntica a la obtenida por Kristof con anterioridad aplicando el criterio de máxima tensión de cizalladura [Shamoto y Altintas, 1999]. Al igual que pasaba con el modelo del plano de cizalladura los resultados experimentales se alejaban cuantitativamente de los modelos teóricos en la mayoría de los materiales. Aunque estos modelos no tenían en cuenta el endurecimiento por deformación, el espesor de la zona de cizalladura, la existencia de dos zonas de rozamiento (adhesivo y deslizante) en la cara de desprendimiento o la dependencia de la velocidad de corte y la temperatura, condujeron a una mejor comprensión de la mecánica del corte.

Entre las soluciones posteriores obtenidas en base a líneas de deslizamiento destacan el modelo de Palmer y Oxley que consideraba el efecto del endurecimiento por deformación [Palmer y Oxley, 1959], los de Johnson, Usui y Hoshi, y Kudo para herramientas con longitud de contacto con viruta limitado [Shaw, 2005; Wang y Jawahir, 2007], o el modelo universal de Fang que incluía seis modelos presentados previamente [Childs et al., 2000]. Zorev propuso un modelo cualitativo con líneas de deslizamiento curvas, en las que la tensión de cizalladura

tomaría un valor máximo. Posteriormente presentó un modelo simplificado con líneas rectas, asumiendo que no existe cizalladura en la familia de líneas de cizalladura adyacentes a la cara de desprendimiento [Astakhov, 1998]. Mediante relaciones geométricas obtuvo una solución genérica de un ángulo de cizalladura denominado específico, de la que se podían obtener las soluciones de Ernst y Merchant, Lee y Shaffer, Zvorykin o Stabler [Markopoulos, 2013].

Entre los primeros trabajos que trasladaron los modelos de plano de cizalladura y líneas de deslizamiento al proceso en tres dimensiones se encuentran los de Merchant (1945), Stabler (1951), Shaw (1952), Zorev (1966), Armarego y Brown (1969), Lin y Oxley (1972), Usui (1978) o Morcos (1980) [Komanduri, 1993; Shamoto, 1999; Li et al., 2011; Stephenson y Agapiou, 2016]. El estudio del proceso de corte oblicuo (ver figura 2.28) requiere el cálculo de cinco ángulos que definen: la fuerza resultante (θ_n, θ_i), el plano de cizalladura (ϕ_n, ϕ_i) y el flujo de viruta η (los ángulos de fricción β_n , el de la cara de desprendimiento α_r y el de inclinación i , son conocidos de test previos y de la geometría de la herramienta).

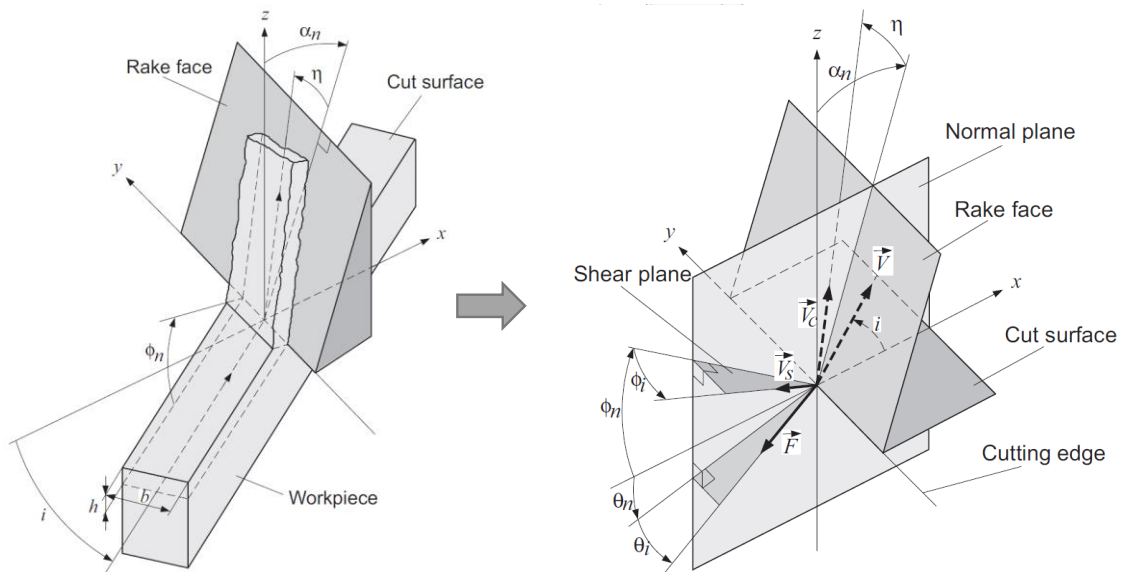


Figura 2. 28 Geometría del proceso de corte oblicuo [fuente: Altintas, 2012]

Aplicando los principios de máxima tensión de cizalladura y mínima energía propuestos en el corte ortogonal, es posible resolver el problema utilizando métodos numéricos de iteración [Altintas, 2012]. Posteriormente Armarego y Whitfield demostraron que las fuerzas de corte en operaciones típicas de mecanizado se podían obtener partiendo de los ángulos de cizalladura calculados en operaciones de un único filo [Armarego y Whitfield, 1985].

En el caso del proceso de corte oblicuo las fuerzas tangencial F_{tc} , de avance F_{fc} y radial F_{rc} son:

$$F_{tc} = bh \left[\left\{ \frac{\tau_s}{\sin \varphi_n} \frac{\cos(\beta_n - \alpha_n) + \tan i \tan \eta \sin \beta_n}{\sqrt{\cos^2(\varphi_n + \beta_n - \alpha_n) + \tan^2 \eta \sin^2 \beta_n}} \right\} \right] \quad (2.2)$$

$$F_{fc} = bh \left[\left\{ \frac{\tau_s}{\sin \varphi_n \cos i} \frac{\sin(\beta_n - \alpha_n)}{\sqrt{\cos^2(\varphi_n + \beta_n - \alpha_n) + \tan^2 \eta \sin^2 \beta_n}} \right\} \right] \quad (2.3)$$

$$F_{rc} = bh \left[\left\{ \frac{\tau_s}{\sin \varphi_n} \frac{\cos(\beta_n - \alpha_n) \tan i + \tan \eta \sin \beta_n}{\sqrt{\cos^2(\varphi_n + \beta_n - \alpha_n) + \tan^2 \eta \sin^2 \beta_n}} \right\} \right] \quad (2.4)$$

Posteriormente Oxley presentó un modelo de zona de cizalladura (*parallel-sided shear zone model*) en el que la deformación tiene lugar en una banda estrecha centrada en el plano de cizalladura y considerando la influencia de la temperatura en el comportamiento viscoplástico del material [Oxley, 1989]. La teoría de Oxley ha influido en numerosos trabajos posteriores, desarrollándose modelos para operaciones de planeado con fresas de plaquitas [Young et al., 1994; Li et al., 1999; Zheng et al., 1999], operaciones de fresado con fresas enterizas frontales de filos helicoidales [Li et al., 2001; Li et al., 2001; Fu et al., 2015 A], fresado periférico con fresas helicoidales [Moufki et al., 2015], contorneado en tres ejes con fresa de bola [Fontaine et al., 2006] o mecanizado con fresa de bola en cinco ejes [Fu et al., 2015 B]. A pesar del gran número de modelos analíticos desarrollados, la limitación de estos modelos es el gran número de cálculos a realizar para geometrías de herramienta complejas, [Arrazola, 2013; Han, 2015]. Por este motivo, ha ido creciendo la importancia de otros tipos de modelos del proceso de mecanizado.

Los modelos analíticos son considerados los precursores de los **modelos numéricos**, los cuales surgieron en los años 70 y se popularizaron en la siguiente década a raíz del desarrollo tecnológico de los ordenadores. En este grupo destacan los basados en elementos finitos, *finite element method* (FEM). Estos modelos se centran en el estudio del contacto entre pieza y herramienta, permitiendo el cálculo de campos de tensión, deformaciones y temperaturas, así como analizar los mecanismos de rotura de viruta o el desgaste [Childs, 2000, Markopoulus, 2013; Leopold, 2014]. Los enfoques típicos para el modelado numérico de los procesos de corte son las técnicas lagrangiana, (el material está unido al mallado) y euleriana (la masa pasa a través una malla fija), así como una combinación de ambas, llamada formulación lagrangiana-

euleriana arbitraria (ALE). En este último caso, la malla por la que circula el material puede deformarse, con evoluciones separadas de material y malla [Mackerle, 1999/2003; Stephenson y Agapiou, 2016]. Las limitaciones de los modelos numéricos son la caracterización del comportamiento del material a temperaturas de corte y velocidades de deformación comunes, y la medición de la fricción entre la viruta y la cara de desprendimiento. Además, sus tiempos de cálculo son demasiado largos y bastante poco fiables, especialmente para casos de corte 3D y geometrías complejas [Arrazola, 2013].

Por otro lado, los **métodos empíricos** relacionan variables como el material de pieza, condiciones de corte o la geometría de la herramienta, con las fuerzas de corte y la energía consumida, sin tener en cuenta la física del proceso. Dichas relaciones se obtienen a partir de ensayos experimentales en los que se miden las variables de estudio, para posteriormente obtener la expresión de la curva que se adapta a dichos resultados. Los modelos empíricos son un método práctico directo de obtener relaciones entre parámetros del proceso, a cambio de tiempo y coste de experimentación [Boston et al, 1937; Van Luttervelt, 1998; Childs, 2000].

Los **modelos mecanísticos** o semi-empíricos son una combinación de las técnicas de modelado analíticas y experimentales [Altintas, 2012]. Este enfoque evita las complicaciones de obtener y trabajar con parámetros mecánicos básicos del proceso como el ángulo de cizalladura, la tensión de cizalladura o el ángulo de fricción, mediante el uso de datos empíricos. La parte empírica de estos métodos consiste en realizar ensayos de corte cuyas fuerzas se miden, permitiendo obtener los denominados coeficientes de corte del modelo [Gonzalo et al., 2009/2010]. Una vez obtenidos estos coeficientes, el modelo se puede utilizar para predecir las fuerzas de corte para unas condiciones de corte determinadas. Este enfoque ha resultado ser muy exitoso, pudiéndose aplicarse a una gran variedad de geometrías de herramienta [Van Luttervelt, 1998; Germain et al., 2013].

Los modelos mecanísticos se basan en la relación entre las fuerzas de corte y la sección de viruta no deformada, que depende de las condiciones de corte y de unos coeficientes de corte, que son únicos para el binomio material/herramienta [Ehmann et al., 1997]. Entre los primeros trabajos desarrollados destacan los de Martellotti, Koenigsberger y Sabberwal [Martellotti, 1941; Sabberwal y Koenigsberger, 1961, Koenigsberger y Sabberwal, 1961] que englobaban en un único coeficiente de fuerza específico, para cada una de las componentes de fuerza

(tangencial, radial y axial), los efectos de la cizalladura y la fricción entre material y herramienta:

$$F_c = k_c A_c = k_c b h \quad (2.5)$$

siendo k_c el coeficiente de fuerza específico y A_c la sección de corte no deformada. La desventaja de esta formulación es la considerable variación de los coeficientes con el espesor medio de viruta, lo cual complica los cálculos analíticos [Gradisek, 2004]. Un segundo enfoque presentado por Budak, Altintas y Armarego [Budak et al, 1996] consistió en separar la fuerza principal, que es debida a la cizalladura del material, y la fuerza debida a la fricción entre pieza y herramienta, mediante la utilización de un coeficiente para cada componente de fuerza [Rubeo y Schmitz, 2016]. Uno de los modelos mecanísticos más utilizados relaciona la fuerza de cizalladura con el espesor de viruta por medio de un coeficiente m que intenta considerar la influencia del efecto tamaño cuando el avance por diente es reducido. Por otro lado, el término de la fuerza de fricción se considera que depende únicamente de la longitud de filo de corte s . De esta manera, las fuerzas tangencial F_t , radial F_r y axial F_a son:

$$F_{filito} = F_{fricción}(b) + F_{cizalladura}(h, b) \begin{cases} F_t = K_{te} \cdot s + K_{tc} \cdot h^{m_t} \cdot b \\ F_r = K_{re} \cdot s + K_{rc} \cdot h^{m_r} \cdot b \\ F_a = K_{ae} \cdot s + K_{ac} \cdot h^{m_a} \cdot b \end{cases} \quad (2.6)$$

donde los coeficientes específicos de rozamiento (K_{te} , K_{re} , K_{ae}), representan el esfuerzo por milímetro de filo de corte (N/mm), mientras que los coeficientes específicos de cizalladura (K_{tc} , K_{rc} , K_{ac}) representan la fuerza de corte necesaria para cizallar un milímetro cuadrado de sección de viruta (N/mm²). Una simplificación del modelo anterior, adoptada por numerosos autores, supone una relación lineal para el término de cizalladura, habiendo sido utilizada con éxito en el fresado con herramientas de plaquitas, así como en fresas enterizas de metal duro frontales, de bola o tóricas [Altintas y Lee, 1996; Lamikiz et al., 2004].

Por último, se encuentran los **métodos basados en inteligencia artificial**, donde se incluyen técnicas como las redes neuronales artificiales, los algoritmos genéticos o la lógica difusa. Estos modelos tienen como base los datos experimentales del proceso de mecanizado, con la posibilidad de aprender y adaptarse a los mismos, con el objetivo de relacionar parámetros de entrada y salida. La cantidad de datos requeridos para una predicción fiable es

mucho mayor que en los otros tipos de técnicas de modelado [El-Mounayri y Tandon, 2002; Milfelner et al., 2005; Al-Zubaidi et al., 2011].

Una vez descritos los diferentes tipos de modelos de fuerza, conviene analizar los aspectos cinemáticos, geométricos y mecánicos que influyen en el diseño de un modelo de fuerzas de corte para el proceso de fresado.

2.6.1.1 Modelo geométrico del fresado

Para completar el modelo mecánico, por un lado se requiere la definición de la geometría del filo de corte de la herramienta. Hoy en día, las herramientas de fresado enterizas abarcan diferentes geometrías de contorno (ver apartado 2.4.1), dando lugar a geometrías de filo complejas. Además, utilizan filos de corte helicoidales para penetrar progresivamente en el material, amortiguando las variaciones bruscas en las fuerzas de corte.

La solución de dividir el filo de corte en pequeños elementos discretos fue presentada por primera vez por Kline y De Vor [Kline et al., 1982 A]. Desarrollaron un modelo mecanístico para fresas cilíndricas de dientes helicoidales (ver figura 2.29), que en posteriores trabajos mejorarían incluyendo un runout paralelo al eje de la herramienta y analizando el efecto de la deflexión de la herramienta en el error de la superficie generada [Kline et al., 1982 B; Sutherland y De Vor, 1986].

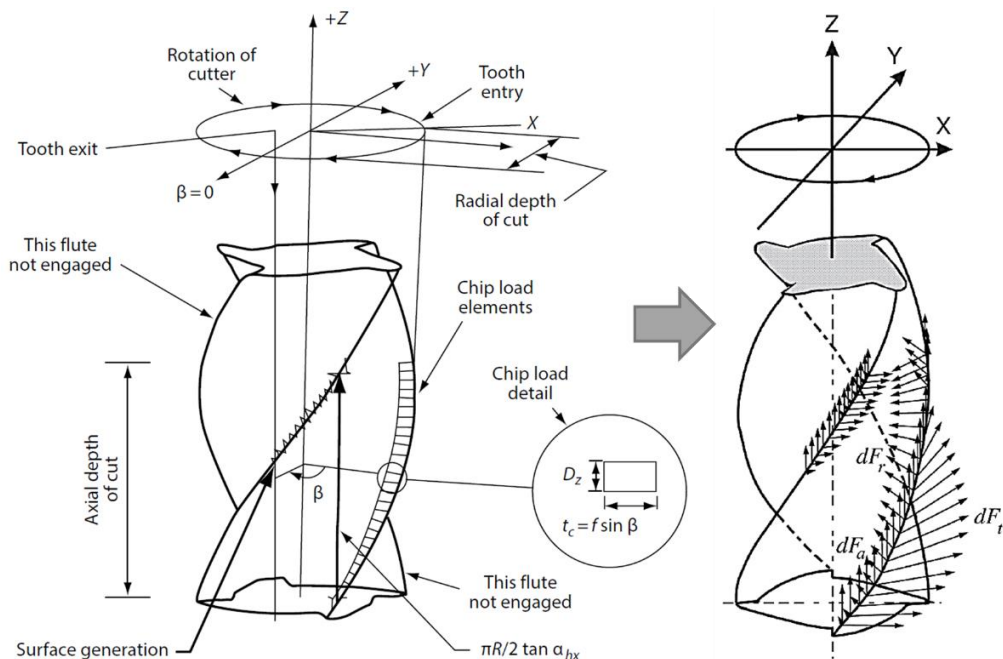


Figura 2. 29 Discretización del filo de corte helicoidal [Stephenson y Agapiou, 2016; Altintas, 2012]

Mediante este enfoque es posible realizar el cálculo de fuerzas para cada uno de estos elementos en contacto con el material, y posteriormente sumar las fuerzas de todos ellos. Para definir un punto P del filo se necesitan los siguientes parámetros geométricos:

Espesor de viruta no deformada h : Como se ha comentado anteriormente, la fuerza de corte es función de la sección de corte no deformada. El espesor de viruta a cortar depende de la trayectoria del filo de la herramienta. La trayectoria que sigue un punto del filo de la herramienta durante el proceso de fresado, sin tener en cuenta un posible runout de la misma, es la combinación del movimiento de traslación y de rotación de la fresa, dando lugar a una curva trocoidal [Martelloti, 1941/1945]. Se produce por tanto una variación periódica en el espesor de viruta, y por tanto en la fuerza. Cuando el avance es pequeño, en comparación a la velocidad de corte y el radio de la herramienta, la trayectoria del filo se puede aproximar por una curva circular [Armarego y Epp, 1970]. En la figura 2.30 se representa, en una sección perpendicular al eje de la herramienta, la trayectoria de dos filos consecutivos. En el caso de una fresa cilíndrica, el espesor de viruta h en un punto del filo j se puede aproximar según la expresión:

$$h_j(\phi_j) = f_z \sin \phi_j \quad (2.7)$$

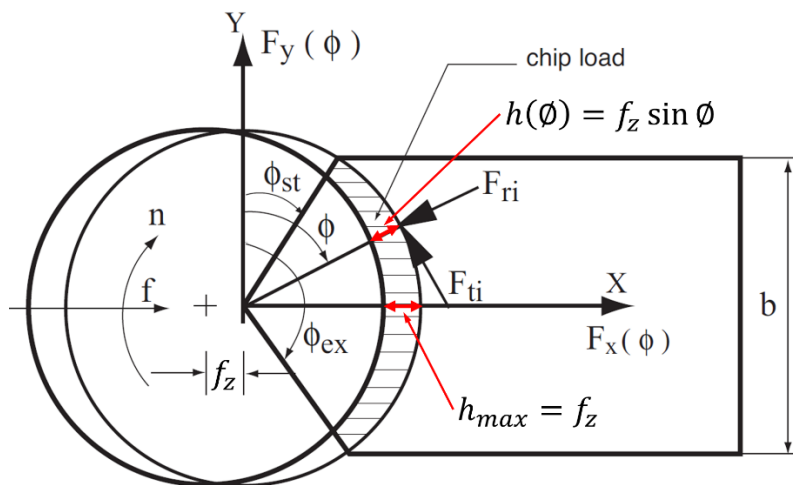


Figura 2. 30 Espesor de viruta en el proceso de fresado [fuente modificada: Altintas, 2012]

donde f_z es el avance por diente y ϕ_j el **ángulo de rotación de un punto del filo j** medido respecto al eje vertical que se traslada con la herramienta. El ángulo de empañe es el comprendido entre el ángulo de entrada del filo ϕ_{st} y el de salida ϕ_{ex} . El filo j ejercerá fuerza de corte cuando el ángulo de posición se encuentre entre los ángulos de entrada y salida. Las

fuerzas de corte se calculan para cada rotación incremental $\Delta\phi$ mediante integración a lo largo de cada elemento diferencial desde la punta de la herramienta hasta la profundidad axial. La precisión obtenida depende en gran medida de los intervalos de integración, radial y axial, seleccionados.

Cuando la sección de la superficie envolvente de herramienta no es constante (fresas esféricas, cónicas, etc), el espesor de viruta depende del **ángulo de inmersión axial** $\kappa(z)$, que se define como el ángulo entre el eje de la herramienta y la normal al filo en un punto P. En este caso el espesor de viruta h se define como:

$$h_j(\phi_j, \kappa(z)) = f_z \sin \phi_j \sin \kappa(z) \quad (2.8)$$

El **ángulo de desfase radial** $\psi(z)$ en cada altura, es el que forman la línea que une el punto P con el eje, y la tangente al filo de corte en la punta de la herramienta (ver figura 2.31). Este parámetro nos permite expresar de manera general el ángulo de inmersión para un punto cualquiera del filo helicoidal como:

$$\phi_j(z) = \phi + \sum_{n=1}^j \phi_{pj} - \psi(z) \quad (2.9)$$

tomando el filo $j=1$ como referencia y siendo ϕ su rotación a altura $z=0$, y ϕ_{pj} el paso angular entre filos sucesivos. El ángulo de desfase radial depende del **ángulo de hélice local** $i(z)$. Las fresas cilíndricas son talladas con un ángulo de hélice constante i_0 . Sin embargo, en las herramientas de sección variable a lo largo del eje, este ángulo se proyecta sobre un perfil variable, dando lugar un ángulo de hélice local no constante. El tallado de la hélice de la herramienta puede realizarse con un ángulo de hélice constante (paso de hélice variable) o con un ángulo de hélice variable (paso de hélice constante). El proceso de la mecánica del corte es mucho más uniforme con herramientas de ángulo de hélice constante [Engin y Altintas, 2001].

La distancia del punto P del filo al eje de la herramienta se define como **offset radial** $r(z)$. Con esta distancia más el ángulo de posición (o el ángulo de desfase) y la coordenada z , la posición del punto P queda definida. En la siguiente figura se indican para una herramienta de sección no constante los parámetros geométricos descritos:

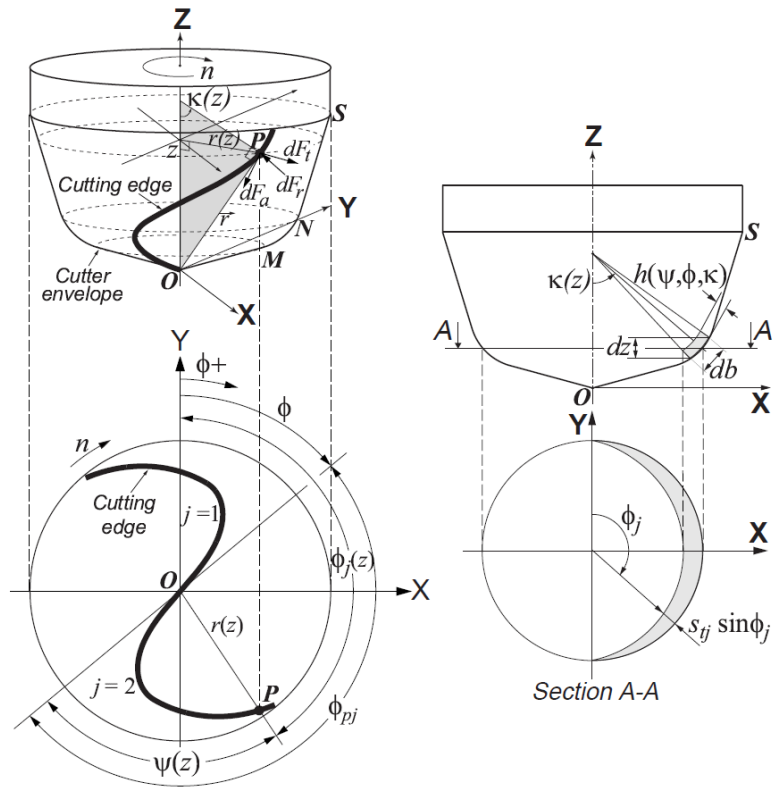
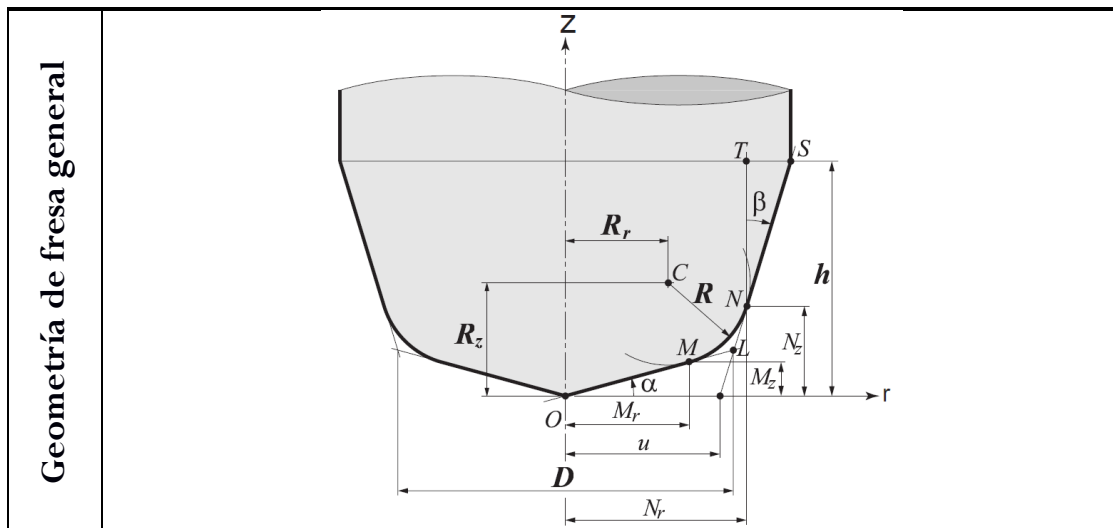
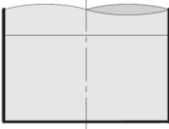
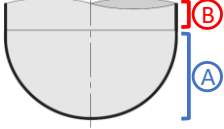
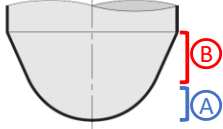


Figura 2. 31 Modelo geométrico de una fresa general [fuente: Engin y Altintas, 1999]

Los sistemas CAD/CAM y el lenguaje de programación APT (*automatically programmed tools*), definen el contorno de las fresas enterizas mediante siete constantes: D , R , R_r , R_z , α , β y h [Childs, 1973]. Partiendo de esta geometría de fresa parametrizada Engine y Altintas presentaron un modelo geométrico generalizado para fresas enterizas [Engin y Altintas, 1999]. En la tabla 2.2 se recogen los parámetros h , $r(z)$, $\kappa(z)$, $i(z)$ y $\psi(z)$ para las geometrías de herramienta más comunes.

Tabla 2. 2 Parámetros geométricos para las fresas más comunes



Fresa	 $D \neq 0, R=0, R_r=D/2$ $R_z=0, \alpha=\beta=0, h \neq 0$ Cilíndrica	 $D \neq 0, R=R_z=D/2, R_r=0$ $\alpha=\beta=0, h \neq 0$ Esférica	 $D \neq 0, R=R_z \neq 0, R_r=0$ $\alpha=0, \beta \neq 0, h \neq 0$ Cónica
h	$f_z \sin \phi_j$	$f_z \sin \phi_j \sin \kappa(z)$	
r(z)	$D/2$	$\sqrt{R^2 - (R - z(\psi))^2}$	$\sqrt{R^2 - (R - z(\psi))^2}$
		$D/2$	$\frac{D}{2} + z(\psi) \tan i_0$
$\kappa(z)$	$\pi/2$	$\sin^{-1} \left(\frac{r(z)}{R} \right)$	$\frac{\pi}{2} - \beta$
i(z)	i_0	$** \tan^{-1} \left(\frac{r(z) \tan i_0}{D/2} \right)$	$* i_0$
			$** \tan^{-1} \left[\frac{(\psi - \psi_{ae})r(z)}{z(\psi) - N_z} \right]$
$\psi(z)$	$\frac{2z \tan i_0}{D}$	$\frac{2z \tan i_0}{D}$	$* \frac{(z(\psi) - N_z) \tan i_0}{N_r} - \psi_{2s} + \psi_{ae}$
			$** \frac{(z(\psi) - N_z) \tan i_s}{N_r} + \psi_{ae}$
<p>Ángulo de hélice: * constante; ** variable; ψ_{2s} ángulo de desfase del arco en N; ψ_{ae} ángulo de desfase de la parte cónica en N; N_r y N_z depende de D, R, R_r, R_z, α y β; i_s ángulo de hélice nominal [Engin y Altintas, 1999]</p>			

En el mecanizado en cinco ejes hay dos parámetros adicionales a tener en cuenta: los ángulos de rotación lead y tilt de la herramienta. El ángulo lead es la rotación angular de la herramienta con respecto a la dirección de avance. El ángulo tilt es la rotación de la herramienta con respecto a la dirección perpendicular al avance. La transformación de las fuerzas calculadas en el sistema de coordenadas de la herramienta al sistema de coordenadas definido por la dirección tangente a la trayectoria se realiza multiplicando la matriz de transformación, que representa los giros tilt y lead, por el vector de fuerzas.

Debido a la complejidad de las trayectorias y geometrías en el mecanizado en 5 ejes, es difícil calcular el contacto entre pieza y herramienta para poder realizar una simulación geométrica o física del proceso (colisiones, rugosidad superficial, fuerzas de corte...). Dos de las alternativas utilizadas para modelar geometría en el fresado son los métodos de modelización basados en

elementos discretos y los basados en sólidos [Aras y Yip-Hoy, 2012; Bouhadja y Bey, 2014]. La modelización basada en sólidos es una representación volumétrica en 3D, permite una representación geométrica muy precisa pero costosa desde el punto de vista computacional [Boz et al., 2012]. Los dos tipos de modelos con sólidos son los basados en CSG (*Constructive Solid Geometry*), definición utilizando volúmenes primitivos [Spence et al., 2000; Larue y Altintas, 2005] y los basados en B-Rep (*Boundary representation*), definición mediante superficies, aristas y vértices [Karunakaran y Shringi, 2008; Lazoglu et al., 2011].

En lo que se refiere a la modelización por elementos discretos, consiste en el cálculo de la intersección entre las diferentes unidades de geometría finitas, permitiendo un cálculo simple y robusto. Mediante una selección adecuada de los parámetros de simulación, el error introducido por la representación discreta se puede mantener en un nivel aceptable [Liu et al., 2005]. Los tres principales enfoques de descomposición discreta son: 1) Método Depth buffer: dentro de este grupo el más utilizado es el Z-map (Z-buffer), que consiste en la descomposición de la pieza en vectores 3D. Durante la simulación la altura de estos vectores se va actualizando tras calcular la intersección con la herramienta [Zhu et al., 2001]. El método convencional Z-map se ha mejorado en diferentes trabajos para aplicarlo en operaciones de 5 ejes [Fussel et al., 2003]. 2) Métodos de descomposición Octree y Voxel: la pieza de trabajo se modela como celdas de volumen (Voxels) [Jang et al., 2000], en concreto en la estructura de datos de Octree mediante cubos, que a su vez se divide en una estructura de ocho octantes [Li et al., 2008]. 3) Método Dixel (depth element): el modelo de volumen de Dixel representa el objeto con una cuadrícula de columnas largas compactadas, que al actualizar cada dixel se toma como un vector [Zhang, 2011]. La simulación de eliminación de material se realiza a través del cálculo de las intersecciones entre estas líneas y una representación geométrica del barrido de la envolvente de la herramienta. La ventaja respecto al modelo voxel es el menor requerimiento de memoria y del volumen de elementos a procesar.

2.6.1.2 Modelos de fuerzas con deflexión estática

Los problemas estáticos en fresado hacen referencia a una deformación relativa entre herramienta y pieza debido a fuerzas de corte elevadas en comparación a su rigidez. Esta deformación relativa da lugar a un espesor de viruta diferente al teórico, que a su vez provoca una variación de las fuerzas y por lo tanto de la deformación. Este ciclo de variaciones finaliza

al obtenerse finalmente un equilibrio estacionario, obteniéndose un error de forma en la superficie. El mecanizado con fresas esbeltas o de paredes delgadas son ejemplos en los que puede aparecer este problema. Ambos casos se dan en el mecanizado de IBRs debido al poco espacio existente entre álabes y a la esbeltez de los mismos.

La deflexión es causada por la componente de la fuerza perpendicular a la superficie en el punto de contacto, denominada fuerza de deflexión. Por lo tanto, una forma de minimizar los errores a deformaciones es minimizar esta fuerza. Un ejemplo es el modelo de fuerzas mecanístico para fresas esféricas desarrollado por López de Lacalle y su grupo de investigación, el cual presentaba una metodología que permitía seleccionar trayectorias de fresado en 3 y 5 ejes de superficies complejas que minimizasen la fuerza de deflexión [López de Lacalle et al.; 2007].

Smith y Thusty realizaron una clasificación de tipos de modelos de fuerzas de corte en función de los factores incluidos en el análisis [Smith y Thusty, 1991]. Respecto a los modelos de deflexión estática calculados a partir de las fuerzas instantáneas a lo largo del filo, se pueden diferenciar los modelos no realimentados y los realimentados. Kline, De Vor y Shareef propusieron un modelo mecanístico para fresas cilíndricas, en el cual se combinaban un modelo de viga en voladizo para la herramienta, con otro de elementos finitos para calcular la deflexión de la pared [Kline, 1982 B]. La pared delgada era modelizada como una placa, anclada en tres extremos y con un extremo libre, reduciendo su espesor durante el mecanizado. Sin embargo, no se realimentaba el modelo con las deformaciones de la herramienta y pared, para tenerlas en cuenta en el cálculo de la fuerza de los dientes posteriores.

Dicha mejora fue introducida en posteriores trabajos. Sutherland y DeVor publicaron un modelo para fresado periférico en tres ejes de fresas cilíndricas, que presentaba un algoritmo incluyendo la deflexión de la herramienta para determinar el espesor de viruta en un estado estable, teniendo en cuenta también el runout de la herramienta [Sutherland y DeVor, 1986]. Babin et al. también utilizaron un modelo realimentado con las deformaciones para calcular la topografía superficial obtenida en operaciones de acabado [Babin et al., 1985]. Altintas et al. analizaron las fuerzas de corte y deformaciones en fresado periférico de estructuras flexibles aeronáuticas, dinámica y estáticamente, pero sin tener en cuenta la variación en el tiempo de las propiedades estructurales de la pieza [Altintas et al, 1992]. Budak y Altintas también estudiaron las fuerzas de corte y el error dimensional en procesos de flank milling de paredes

delgadas [Budak y Altintas, 1995]. Modelizaron a herramienta como una viga en voladizo, mientras que las propiedades estructurales de la placa eran actualizadas en un modelo de elementos finitos. Lim y Menq propusieron un modelo de fuerzas mecánico para fresas esféricas para predecir los errores debidos a la deflexión del conjunto porta herramientas-fresa, modelizado como una viga en voladizo de doble sección [Lim y Menq, 1995].

Otros trabajos publicados se han centrado en el control y la compensación del error debido a flexión estática. Ratchev et al. propusieron una metodología, mediante cálculos con elementos finitos, para predecir la deflexión durante el mecanizado de paredes delgadas (partiendo de suponer la herramienta rígida), analizar los errores resultantes en la superficie y compensarlos [Ratchev et al., 2004A]. Dépincé y Hascoët utilizaban el error de deflexión calculado, para modificar la trayectoria inicial de la herramienta y mantener la precisión de la operación [Dépincé y Hascoët, 2005]. Rao y Rao trasladaron el concepto de compensación de error de deflexión a superficies curvas [Rao y Rao, 2006]. Wan et al. profundizaron en la selección de las condiciones de corte cumpliendo las especificaciones de tolerancias y maximizando el avance por diente [Wan et al., 2008].

2.6.1.3 Modelos de fuerzas dinámicas

La dinámica del corte analiza la presencia de vibraciones en el proceso de mecanizado. El fresado es un proceso de corte interrumpido, y por lo tanto las vibraciones están presentes en todo momento en la interacción entre filos de corte y pieza. A diferencia del torneado, las direcciones de las fuerzas varían con la rotación de la herramienta, siendo el sistema periódico con los pasos sucesivos de los dientes. Las vibraciones tienen consecuencias negativas para la vida de la máquina y la herramienta de corte, así como en la integridad de la pieza [Quintana y Ciurana, 2011]. En el fresado se pueden encontrar tres tipos de vibraciones:

- Vibraciones libres: Aparecen a causa de un impacto instantáneo sobre el sistema. El resultado es un movimiento con un desplazamiento que decae en el tiempo en función del amortiguamiento y de las características dinámicas del sistema, y con una frecuencia de vibración igual a la frecuencia amortiguada del sistema.
- Vibraciones forzadas: aparecen cuando se somete al sistema a una fuerza o excitación periódica $F(t)$. En el fresado se pueden encontrar diferentes ejemplos como los

elementos rotativos desequilibrados, el impacto periódico de los filos de corte en la pieza durante un proceso estable o vibraciones inducidas por maquinaria en las proximidades. Si la frecuencia de excitación coincide con la natural del sistema, se habla entonces de resonancia. En ese caso, la amplitud de las vibraciones es máxima.

- Vibraciones autoexcitadas: ocurren cuando la excitación depende del desplazamiento. Es el caso del fresado, debido a que las fuerzas de corte dependen del espesor de viruta, el cual se ve afectado por las vibraciones de pieza o herramienta. En estos casos el Sistema se puede volver inestable, apareciendo como una vibración cerca de la frecuencia natural. El chatter regenerativo es un tipo de vibración autoexcitada, producida por la regeneración del espesor de viruta cuando un filo corta la superficie ondulada que deja el diente previo.

Una forma de analizar el problema de las vibraciones es utilizar un sistema masa-resorte amortiguado para modelizar los elementos estructurales flexibles involucrados en el proceso de corte [Schmitz y Smith, 2009]. En el caso de vibraciones autoexcitadas, la ecuación de movimiento en el tiempo se representa mediante la siguiente ecuación:

$$[M]\{\ddot{x}\} + [c]\{\dot{x}\} + [k]\{x\} = F(h) \quad (2.10)$$

siendo $[M]$, $[c]$ y $[k]$ las matrices modales de masa, amortiguamiento y rigidez, $\{\ddot{x}\}$, $\{\dot{x}\}$ y $\{x\}$ los vectores aceleración, velocidad y desplazamiento de las coordenadas modales y $F(h)$ el vector de fuerzas de excitación. En general, los términos del primer miembro de la ecuación varían en el tiempo (posición variable de los elementos móviles, reducción de la masa de la pieza, etc.) aunque pueden suponerse, bajo ciertas condiciones, como constantes. Las fuerzas de corte son función del espesor de viruta, el cual también varía con el tiempo. En la figura 2.32 está representado el modelo dinámico de una fresa flexible con dos grados de libertad ortogonales [Altintas, 2012]. Como se observa en el esquema, un filo de la herramienta en lugar de encontrar una superficie lisa encuentra una superficie ondulada dejada por el filo anterior. Por lo tanto, elimina un espesor de viruta variable dependiente del desfase entre las ondulaciones superficiales dejadas por los dos filos consecutivos. De esta manera, el espesor de viruta en un instante cualquiera será igual al espesor de viruta estático o estacionario más la diferencia en las vibraciones de los dos filos:

$$h_j(t) = h_{st}(t) + [v_j(t - T) - v_j(t)] \quad (2.11)$$

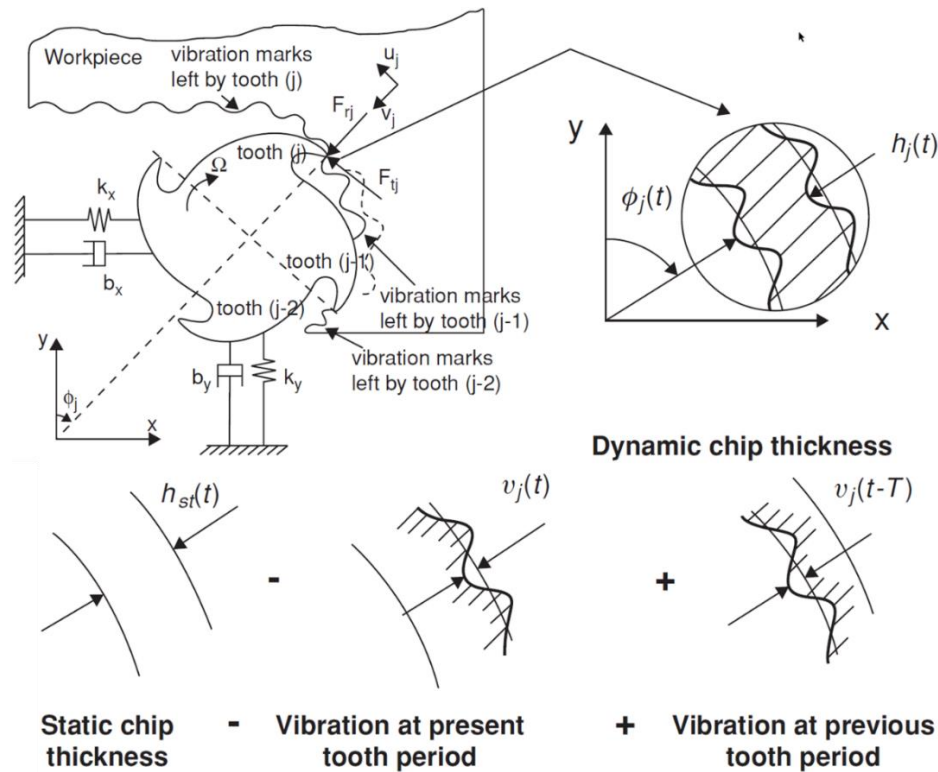


Figura 2. 32 Modelo dinámico de fresa flexible; espesor de viruta dinámica [Altintas, 2012]

Los primeros tipos de modelos en aparecer para resolver la ecuación dinámica que describe el comportamiento del proceso de fresado fueron los modelos numéricos en el dominio del tiempo. Mediante estos modelos es posible predecir las fuerzas de corte, el par, la potencia, el acabado superficial dimensional y las amplitudes y frecuencia de las vibraciones. Se basan en la integración numérica de las ecuaciones del movimiento y permite introducir de forma precisa la cinemática del proceso, la geometría de corte de la herramienta y posibles no linealidades como la separación de la herramienta de la pieza durante la vibración. Tlustý y Ismail presentaron un método para generar los lóbulos de estabilidad en fresado utilizando simulaciones en el dominio del tiempo [Tlustý y Ismail, 1981]. Introdujeron en el mismo el efecto de amortiguamiento y la no linealidad básica del proceso: la pérdida de contacto entre herramienta y pieza debido a una vibración excesiva. Montgomery y Altintas desarrollaron un modelo dinámico para el fresado periférico de paredes delgadas, en el que se incluían la vibración de herramienta y pieza [Montgomery y Altintas, 1991]. Altintas y Lee utilizaron un modelo similar al de Montgomery y Altintas para la predicción de fuerzas de corte, acabado superficial y estabilidad de chatter de fresas cilíndricas y esféricas [Altintas y Lee, 1996].

Sánchez desarrolló un modelo dinámico tridimensional para la simulación del proceso de fresado frontal basándose también en la simulación numérica del proceso en el dominio del tiempo [Sánchez, 1999]. La metodología propuesta permitía el cálculo del comportamiento dinámico del conjunto máquina-herramienta-pieza en las tres direcciones del espacio. Campomanes y Altintas presentaron una simulación en el dominio del tiempo mejorada, que resultaba en una mejor modelización bajo reducidas inmersiones radiales [Campomanes y Altintas, 2003].

De cara al estudio de la estabilidad, el mayor inconveniente de los métodos numéricos es su gran coste computacional en comparación con los modelos analíticos. Para una velocidad de corte concreta, deben realizarse una serie de simulaciones bajo diferentes profundidades de corte con lo que el límite de estabilidad se calcula de forma iterativa. Para obtener el diagrama completo, el proceso se repite a distintas velocidades de corte.

Los métodos analíticos estudian la estabilidad de la ecuación dinámica en el dominio de la frecuencia. Este tipo de análisis permite identificar condiciones de velocidades de husillo y profundidades de corte axiales y radiales libres de chatter regenerativo. Una de las primeras soluciones exitosas mediante métodos analíticos fue la realizada por Minis et al., que investigaron la estabilidad de un sistema de dos grados de libertad basándose en el análisis de Fourier y las propiedades de las funciones de transferencia [Minis et al., 1990]. Altintas y Budak presentaron una solución analítica que predecía los lóbulos de estabilidad en fresado directamente en el dominio de la frecuencia (*zeroth order approximation*, ZOA) [Altintas y Budak, 1995]. Posteriormente, ambos propusieron una solución multifrecuencia considerando los armónicos [Budak y Altintas, 1998]. Insperger y Stépán aplicaron dos métodos analíticos alternativos para estudiar la estabilidad dinámica en el fresado: el análisis en el tiempo de elementos finitos (FEAT) y el método de semi-discretización (SD) [Insperger et al., 2003]. Ozturk y Budak utilizaron los métodos monofrecuencia y multifrecuencia para la predicción de chatter en mecanizado en cinco ejes con fresa esférica [Ozturk y Budak, 2010].

2.6.1.4 Modelos de fuerzas aplicados a IBR-s

Varios de los trabajos sobre modelos de fuerzas publicados están enfocados al mecanizado de IBR-s. Budak y Kops presentaron una metodología para suprimir el chatter y controlar el valor

de las fuerzas de corte, obteniéndose buenos resultados en operaciones de desbaste en 5 ejes de impellers de titanio [Budak y Kops, 2000]. Mediante el diseño adecuado de fresas helicoidales de paso variable se estabilizaba el proceso, mientras que las fuerzas de corte se limitaban mediante un control adaptativo que regulaba la velocidad de avance evitando una deflexión excesiva de la pared. Mientras que el control de la velocidad era dinámico, el cálculo de dicha velocidad de avance en el modelo de fuerzas era estático. Fussell et al. Desarrollaron un modelo mecánico para simular las fuerzas de corte en mecanizado en cinco ejes de superficies complejas utilizando fresas esféricas [Fussell et al., 2003]. Para modelar la geometría se utilizaba el método Z-buffer, calculando el área de contacto entre pieza y herramienta. Aunque el modelo era simulado en operaciones de semiacabado de un impeller, los test experimentales de validación se realizaban en una geometría más sencilla.

Ferry y Altintas publicaron un modelo virtual para el proceso de mecanizado en cinco ejes de impellers [Ferry y Altintas, 2008A/B]. La fórmula clásica de espesor de viruta era adaptada al movimiento en cinco ejes, descomponiendo el avance total en los avances horizontal y vertical. Realizaron operaciones de desbaste en IBR-s de titanio con fresa cónica y las compararon con las simuladas en el modelo. En la segunda parte del trabajo se presentaba un proceso de optimización variando el avance automáticamente teniendo en cuenta la carga soportada por la herramienta durante el mecanizado. Budak et al. presentaron un modelo de fuerzas de corte y de estabilidad desarrollado para el fresado en cinco ejes de fresas esféricas [Budak et al., 2009]. La pieza y la herramienta eran modelizadas dinámicamente como un sistema masa-resorte amortiguado de dos grados de libertad cada uno. Los diagramas de estabilidad eran calculados utilizando los métodos de monofrecuencia y multifrecuencia. Los modelos eran validados en operaciones de desbaste y semiacabado de álabes de un compresor axial de Ti6Al4V con fresa esférica. Posteriormente, Boz et al. desarrollaron un modelo de fuerzas para operaciones de fresado en cinco ejes con fresas esféricas, basadas en un sistema de modelado sólido para calcular la intersección entre pieza y herramienta [Boz et al., 2011]. El contacto era calculado a partir del archivo de localización de la herramienta. Los test fueron realizados en operaciones de desbaste de un impeller de Al7075.

Li et al. presentaron un modelo mecánico para operaciones en cinco ejes con herramientas de geometría general, en el que se incluía el runout utilizando los parámetros de

desplazamiento e inclinación del eje de la herramienta respecto del eje de giro [Li et al., 2015]. Asumiendo la aproximación de trayectoria circular para el filo, con el objetivo de disminuir el tiempo de cálculo sin prácticamente comprometer la precisión, el espesor de viruta instantáneo era definido calculando la intersección de una línea perpendicular al filo con la superficie barrida por el filo anterior. El modelo fue validado en operaciones de fresado periférico en cinco ejes primero y en operaciones de desbaste de un impeller posteriormente. En los dos experimentos se mecanizó en una aleación de aluminio 6061. En el primer caso se midieron las fuerzas con una mesa dinamométrica Kistler 9257B y se diseñaron las operaciones en el CAM NX 8.5, mientras que en las operaciones de desbaste del compresor centrífugo se utilizó un dinamómetro rotativo Kistler 9123C y se generaron las trayectorias el software CAM NREC MAX-5.

2.6.2 Modelos de predicción de topografía superficial

La investigación de procesos de fabricación ha mostrado un interés creciente por predecir la rugosidad y la topografía tridimensional de la superficie mecanizada. El acabado superficial en los IBR-s no solo es una medida de la calidad de la pieza, sino que está directamente relacionado con los requisitos mecánicos y aerodinámicos [Bammert y Woelk, 1980; Hummel et al., 2005; Bons, 2010]. La desviación geométrica respecto de la superficie nominal se divide en dos grupos según la normativa internacional [ISO 4287; Petropoulos et al., 2010]: 1) Desviaciones macro geométricas: errores de forma y ondulaciones (desviaciones de primer y segundo orden respectivamente) y 2) Desviaciones micro geométricas: rugosidad superficial (desviaciones de tercer orden y superiores). Los análisis geométricos llevados a cabo por los sistemas CAM no están enfocados en obtener las desviaciones micro-geométricas. No simulan con la geometría real del filo, sino que utilizan la superficie envolvente de la herramienta [Liu et al., 2005]

Durante los últimos años, se han presentado diferentes enfoques para la predicción de la superficie mecanizada [Benardos y Vosniakos, 2003]. La clasificación más utilizada hace referencia al cálculo de la intersección entre herramienta y pieza, siendo los principales métodos: a) matemáticos/cinemáticos, b) análisis mediante elementos finitos y c) cálculo mediante herramientas CAD. Sin embargo, debido al amplio número de factores involucrados en los diferentes trabajos (diferentes modelizaciones geométricas, geometrías de herramientas,

procesos de mecanizado, enfoques estáticos/dinámicos, ...) se ha considerado más adecuado describir este apartado del estado del arte en orden cronológico.

Uno de los primeros trabajos en tratar de predecir el error en operaciones de fresado fue el desarrollado por Kline et al. para operaciones de fresado periférico, que estudiaba la influencia de un runout de desplazamiento del eje de la herramienta [Kline, 1982 B]. En este trabajo, citado también en el apartado de modelos de fuerzas, se presentaba por primera vez el concepto de bandas de heterogeneidad generadas en la topografía debido a la existencia de un runout en el eje de la herramienta. Posteriormente Babin et al. además del runout de eje paralelo tenían en cuenta la deflexión de la herramienta debida a las fuerzas de corte [Babin et al., 1985].

Montgomery y Altintas analizaron el acabado superficial mediante un modelo dinámico en el dominio del tiempo enfocado al fresado de paredes delgadas [Montgomery y Altintas, 1991]. Ismail et al. presentaron un modelo de topografía que tenía en cuenta un runout paralelo al eje de giro, el efecto de las vibraciones, así como el desgaste de la herramienta [Ismail et al., 1993]. Budak y Altintas predijeron el error estático en la superficie considerando la variación de la inmersión radial debida a la deflexión de herramienta y pared [Budak y Altintas, 1995]. Apoyándose en la técnica de elementos finitos, las propiedades estructurales de la pieza eran actualizadas a lo largo del proceso. Kim y Chu presentaron un método de superposición de texturas que predecía la geometría de la superficie para operaciones con fresas cilíndricas, tóricas y esféricas utilizando un radio de filo de corte variable [Kim y Chu, 1999]. Antoniadis propuso un modelo analítico geométrico para acabados con fresa esférica, que consideraba la inclinación de la herramienta [Antoniadis, 2001].

Bouzakis et al. desarrollaron un algoritmo, denominado BALLMILL [Bouzakis et al., 2003], que optimizaba las condiciones de corte y la cinemática del proceso, con el objetivo de obtener un valor bajo de rugosidad. El modelo predecía las fuerzas de corte y la rugosidad teniendo en cuenta la deflexión de la herramienta, y fue validado en operaciones de acabado en cinco ejes con fresa esférica para diferentes estrategias y orientaciones de herramienta. Antoniadis et al. presentaron un modelo analítico para determinar la topografía y rugosidad en operaciones de acabado con fresa de bola [Antoniadis et al., 2003]. La pieza mecanizada se modelizaba como segmentos lineales finitos, en los que se calculaba la intersección con la geometría de la

herramienta. Sin embargo, se despreciaban los efectos de fuerzas de corte y vibraciones en el proceso.

También Ratchev et al. se apoyaron en el método de elementos finitos para modelizar el mecanizado de paredes delgadas y su transformación [Ratchev et al., 2004B]. Su principal aportación fue un algoritmo de transformación de elementos discretos tipo voxel en el modelo, que permitía mejorar la precisión de la representación de la intersección entre herramienta y pieza. Peigne et al. realizaron un estudio numérico y experimental para demostrar tanto el impacto de los diversos tipos de vibraciones en la rugosidad de la superficie mecanizada, como el impacto del comportamiento del corte interrumpido en la estabilidad [Peigne et al., 2004]. Dirigido al fresado periférico de paredes delgadas, el modelo dinámico, asumido como un binomio herramienta rígida – pieza flexible, tenía en cuenta la interacción entre las fuerzas de corte y el comportamiento dinámico del sistema. Liu et al. desarrollaron un modelo de predicción puramente geométrico representando los filos de la fresa esférica por dos tipos de sólidos 3D, uno de espesor regular y otro irregular. La pieza se modelizaba mediante proyecciones discretas en la dirección del eje z. Utilizando un algoritmo de transformación se calculaba el volumen generado por la cinemática del filo [Liu et al., 2005]. Posteriormente se calculaba el recorte de las proyecciones debidas a la intersección con el volumen.

Omar et al. propusieron un modelo genérico para predecir las fuerzas de corte y la topografía 3D de la superficie [Omar et al., 2006]. Incluyeron el runout de la herramienta como la suma de una excentricidad, distancia paralela al eje de rotación del husillo, más una inclinación relativa (tilt). Además, el modelo tenía en cuenta en el cálculo de la topografía la deflexión de la herramienta, la dinámica del sistema y el desgaste del flanco de la herramienta. También el modelo para mecanizado con fresas frontales presentado por Ryu et al. incluyó el runout como una excentricidad más un tilting entre el eje de la herramienta y el del husillo [Ryu et al., 2006]. En este caso la geometría de los filos de la herramienta se modelizó mediante vectores. Schmitz et al. investigaron el efecto del runout de la herramienta en la topografía superficial, la rugosidad y la estabilidad en fresas de acabado frontales [Schmitz et al., 2007]. Se utilizó un portaherramientas personalizado que permitía variar el runout radial entre 0 y 400 μm , el cual era medido en la misma máquina mediante una sonda.

Surmann y Enk desarrollaron un modelo de simulación de fresado periférico con fresas frontales utilizando una modelización de la herramienta y pieza con sólidos 3D CSG (ver apartado 2.6.1.1). El modelo permitía la retroalimentación de los desplazamientos de la herramienta para el cálculo del espesor de viruta. Utilizando una simulación en el dominio del tiempo se predecía el comportamiento transitorio debido a las vibraciones de la herramienta [Surmann y Enk, 2007]. Seguy et al. investigaron sobre la relación entre la estabilidad del proceso de fresado y la rugosidad superficial en el mecanizado de paredes delgadas [Seguy et al., 2008]. Franco et al. desarrollaron un modelo para predecir la rugosidad en procesos de planeado con fresas de plaquitas circulares, simulando el corte de los insertos de la parte posterior de la herramienta [Franco et al., 2008]. Para tener en cuenta la desviación en altura del corte posterior se incluían los runouts radial y axial.

A diferencia de otros algoritmos en los que se predicen las vibraciones, Jiang et al. simulaban la superficie mecanizada partiendo de las señales de aceleración y desplazamiento medidas online en la pieza y la herramienta [Jiang et al., 2008]. Se capturaban los desplazamientos de la herramienta y la pieza en las direcciones X e Y, mediante sensores de corriente inducida, posibilitando calcular las coordenadas de cada elemento discretizado de cada filo de corte.

Arizmendi et al. presentaron un modelo para acabado con fresa esférica en el que transformaban las ecuaciones de las trayectorias de los fillos y de la evolvente del barrido de la herramienta mediante expansión con polinomios de Chebyshev [Arizmendi et al., 2008]. Este método presenta la ventaja de no requerir de ningún punto inicial para calcular la solución. En posteriores trabajos, este grupo de investigación profundizó en los procesos de fresado periférico con fresas frontales. Por un lado, se analizó la influencia del runout (modelado como un eje paralelo más un ángulo de inclinación), la geometría de la herramienta y el avance, en la posición, anchura y rugosidad de la banda de heterogeneidad [Arizmendi et al., 2009A]. Por otro lado, se desarrolló un modelo predictivo de topografía y rugosidad en el que se tenían en cuenta las vibraciones de la herramienta durante el proceso de fresado [Arizmendi et al., 2009B]. También se puede destacar la inclusión del error de rectificado en el tallado de los fillos incluido en el runout de un modelo de predicción de la geometría de las franjas de heterogeneidad para fresado periférico [Arizmendi et al., 2010].

Quinsat et al. trabajaron en la definición de un parámetro de rugosidad 3D para el mecanizado en tres ejes de superficies de forma libre con fresas esféricas [Quinsat et al., 2008]. Sin embargo, la aplicación del modelo estaba limitada al suponer la geometría de la herramienta como ideal. En un trabajo posterior propusieron un modelo de predicción de topografía superficial para operaciones en cinco ejes [Lavernhe et al., 2010]. La superficie era discretizada definiendo una rejilla de puntos en el plano XY a los que se asociaba una línea paralela a la normal de la superficie local. El modelo fue validado para diferentes estrategias de mecanizado, analizando la influencia de los parámetros del proceso en la topografía resultante. También centrándose en el acabado con fresa esférica, Cai y Panxin presentaron una metodología general de simulación [Cai et al., 2010] que se basaba en la discretización Z-map de la pieza y una modelización mediante secciones axiales de la fresa.

Por otro lado, Hao y Wan propusieron un modelo estático de simulación de topografía en operaciones de flank milling, incluyendo en la parametrización de la cinemática de los filos de corte la posibilidad de que la pared fuese una superficie curva reglada [Hao y Wan, 2009].

Bierman et al. presentaron un sistema de simulación mejorado, basado en una modelización mediante elementos finitos de la pieza, el cual era acoplado en un algoritmo de cálculo y realimentación de las vibraciones regenerativas en la pieza durante el mecanizado de álabes de turbina [Bierman et al., 2010]. El movimiento de vibración de la pieza era transformado en movimiento en la herramienta, siendo el movimiento relativo el mismo. Además, se comparaba el visualizado de la superficie resultante mediante dos tipos de modelización, una basada en sólidos CSG y la otra en rastreo de rayos mediante puntos.

Costes y Moureau diseñaron un dispositivo de monitorización del desplazamiento de la herramienta durante el mecanizado [Costes y Moureau, 2011]. Se utilizaban dos sensores laser para medir la posición de la fresa en las direcciones de avance y perpendicular al avance. Mediante las señales capturadas se modelaba la deformación de la herramienta, a partir de la cual se predecía la topografía y rugosidad de la superficie. El modelo fue validado en operaciones de fresado periférico y frontal.

Buj-Corral et al. profundizaron en el análisis de la influencia en la topografía del runout y el ángulo de hélice de la herramienta, especialmente en la formación de franjas de heterogeneidad

en el fresado periférico [Buj-Corral et al., 2011]. Se tenían en cuenta la excentricidad radial y el error de rectificación de los filos, mientras que otros parámetros como la inclinación respecto del eje de giro, la flexión o las vibraciones eran despreciados. En un trabajo posterior modelizaron el proceso de fresado con fresa esférica. Se obtuvo la relación existente entre el avance por diente, la profundidad radial y diferentes parámetros de medición de la rugosidad superficial, con el objetivo de seleccionar unas condiciones de corte adecuadas [Buj-Corral et al., 2012].

Denkena et al. presentaron el concepto de topografía estocástica, que hace referencia a la diferencia entre la topografía cinemática (la simulada teniendo en cuenta el movimiento relativo entre herramienta y pieza) y la medida en pieza [Denkena et al., 2011]. La diferencia entre estas dos geometrías se debe al efecto de factores como la flexión de la herramienta, las vibraciones o el deterioro de la herramienta. El trabajo propuesto combinaba un modelo de topografía teniendo en cuenta solo la cinemática del proceso, con un modelo de topografía estocástica que utilizaba métodos estadísticos. El modelo fue validado en mecanizados con fresa esférica en TiAl6V4. El concepto de topografía estocástica ha sido utilizado recientemente por Zhao et al. Para obtener la rugosidad en operaciones de fresado periférico en Aluminio 7075 [Zhao et al. 2018]. Por otro lado, Denkena et al. también analizaron la influencia de la topografía en la aerodinámica de la superficie [Denkena et al., 2015] y desarrollaron un método para el cálculo de la superficie mecanizada en operaciones de fresado periférico basado en el comportamiento dinámico capturando las fuerzas de corte del proceso [Denkena et al., 2012].

En algunos trabajos es considerado el desgaste de la herramienta, como el publicado por Zhang et al., que incluía el efecto del desgaste en la ecuación de la trayectoria de los filos [Zhang et al., 2013]. Mediante test experimentales previos y principios estadísticos se obtenía la relación entre las condiciones de corte y el desgaste para una herramienta determinada.

Yang y Liu estudiaron la superficie generada en fresado periférico con herramientas de paso variable entre labios [Yang y Liu, 2015], además de incluir un análisis de la deformación plástica en la pieza. En el modelo propuesto se incorporaban diferentes fuentes de error en el mecanizado como el runout axial y la deflexión de la herramienta, así como el desplazamiento de la pieza.

Li et al. investigaron sobre los principios de generación de la morfología de la superficie en operaciones de *flank milling* en cinco ejes [Li et al., 2016]. Sin embargo, no incluían en el estudio el runout y las vibraciones de la herramienta. Wojciechowski et al. Presentaron un modelo para la estimación de los parámetros de rugosidad en fresado periférico, teniendo en cuenta el runout y el comportamiento dinámico debido a la deflexión de la herramienta [Wojciechowski et al., 2016].

Layegh y Lazoglu propusieron un modelo analítico para predecir la topografía y la rugosidad en fresado en cinco ejes con fresa esférica [Layegh y Lazoglu, 2018]. Los pasos para realizar este cálculo eran modelizar la trayectoria trocoidal en cinco ejes de cada filo, obtener la intersección con los planos perpendiculares al avance en cada localización de la herramienta, obtener la curva adaptada a los puntos de intersección de cada plano de sección, y por último obtener una superficie 3D adaptada al conjunto de secciones. Zhou et al. simularon la topografía y la rugosidad en operaciones de fresado helicoidal de paredes [Zhou et al., 2018]. Para poder modelizar la geometría de la pieza mediante el método Z-map clásico, se realizaba previamente el desarrollo de la superficie cilíndrica ideal, transformando la superficie en un plano rectangular.

2.7. ASPECTOS MÁS RELEVANTES DEL ANÁLISIS DEL ESTADO DEL ARTE DEL FRESADO EN CINCO EJES

La fabricación de componentes como blisks e impellers de manera eficiente sigue siendo un reto. La combinación de geometrías complejas, materiales de baja maquinabilidad y la esbeltez de los álabes, aumenta el riesgo de que se produzcan errores dimensionales en la pieza final. La tendencia actual es avanzar en la monitorización y modelización de variables del proceso. Se pueden destacar dos variables cuya predicción complementa los análisis geométricos y volumétricos del software CAM durante el diseño de trayectorias en cinco ejes: 1) las fuerzas de corte generadas y 2) el acabado superficial obtenido. En ambos casos se han investigado diferentes características y campos de aplicación:

- Se pueden encontrar diferentes planteamientos de modelización respecto a condiciones de rigidez o flexibilidad estructural para el binomio pieza/herramienta.

- Se han analizado tanto condiciones estáticas (con o sin realimentación), como dinámicas del sistema.
- Se han estudiado tanto operaciones de mecanizado de *point* como de *flank milling* en tres y cinco ejes.
- Se han propuesto modelos para simular el comportamiento de las herramientas convencionales (fresas frontales, esféricas, tóricas, cónicas y de plaquitas).

Sin embargo, una vez analizado el estado de la técnica se echa en falta, como se verá en el siguiente capítulo, analizar los siguientes aspectos:

- Los nuevos diseños de fresa de barril son una alternativa real para reducir el tiempo de mecanizado en operaciones de semiacabado y acabado en geometrías de álabe. Aunque existen varios trabajos relacionados con la generación de trayectorias utilizando este tipo de fresas, no se ha encontrado ningún trabajo sobre la predicción de topografía y fuerzas de corte utilizando estas herramientas.
- Para el diseño de operaciones de mecanizado complejas se hace necesario el uso de un software CAM. En algunos casos el mismo software dispone de un módulo CAD para el diseño de geometría 3D. Estos módulos disponen de un alto potencial para operar con sólidos. A esto hay que añadir que el software NX, utilizado durante esta tesis, permite la programación de aplicaciones propias utilizando las diferentes operaciones de modelado del programa. Teniendo esto en cuenta, se ve como una posibilidad de gran potencialidad, utilizar el mismo software de programación CAD/CAM para desarrollar un modelo de predicción de topografía.

CAPÍTULO 3. DESARROLLO DE UNA METODOLOGÍA PARA EL FRESADO EN CINCO EJES DE IBR-S

3.1. INTRODUCCIÓN

En este tema se resume la primera fase de la investigación realizada. Esta etapa, eminentemente experimental, se ha enfocado en obtener los conocimientos necesarios respecto al fresado en cinco ejes de IBR-s y desarrollar una metodología fiable del proceso de fabricación de estos componentes. Inicialmente se describirá la metodología utilizada en los procesos de diseño, simulación y mecanizado de blisk e impellers. Esta primera fase se ha dividido en tres etapas. En las dos primeras se han analizado las diferentes técnicas de desbaste y acabado en cinco ejes. En la segunda etapa destaca el estudio realizado sobre las fresas de barril de nuevo diseño y la comparación con las técnicas de acabado convencionales. En una tercera etapa se ha diseñado y desarrollado el proceso de mecanizado completo de dos geometrías IBR en Ti6Al4V: un blisk

y un impeller. Por último, tras repasar los principales problemas del proceso se propone una metodología fiable a desarrollar para el fresado en cinco ejes de IBR-s.

3.2. FASE EXPERIMENTAL DE MECANIZADO DE IBR-S

3.2.1. Metodología de partida para el proceso de mecanizado de IBR-s

Las operaciones de mecanizado se diseñan en un proceso cíclico que se divide en dos etapas. Por un lado, se ha de configurar y generar la trayectoria, y por otro, la trayectoria requiere ser simulada y analizada para verificar su idoneidad. Los datos de partida para generar la trayectoria son los siguientes: 1) La geometría 3D de la pieza a fabricar, 2) La preforma de partida, 3) Las herramientas de fresado y portaherramientas y 4) Los elementos de utillajes y componentes de la máquina. A estos parámetros de entrada hay que añadir las condiciones de corte, que se obtiene de la combinación fresa y material a mecanizar. En esta etapa se definen la estrategia, la orientación de la herramienta y los movimientos de transición.

Una vez generada la trayectoria es necesario realizar un proceso de simulación que permite comprobar la idoneidad de las operaciones generadas. Un primer paso para comprobar si se requiere cambiar algún parámetro en la configuración de la operación es la simulación de arranque de material (ver figura 3.1).

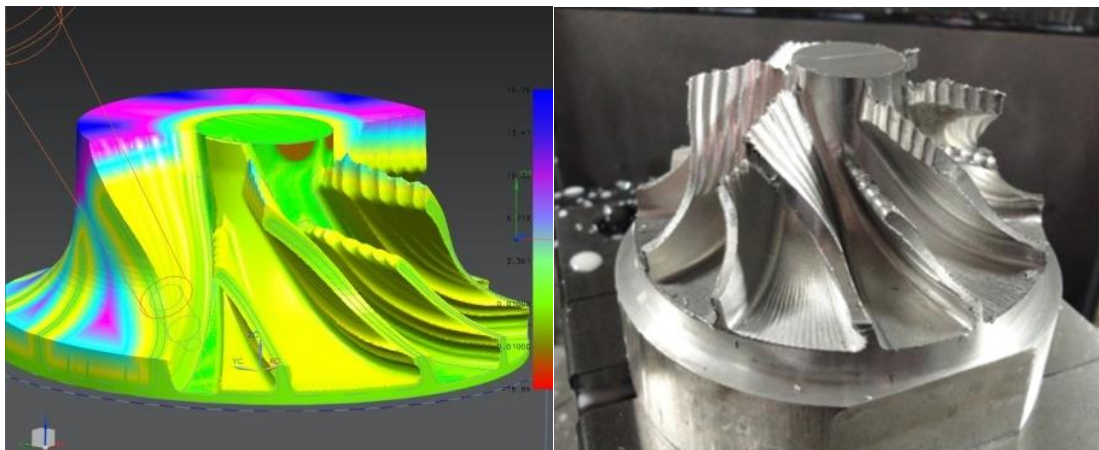


Figura 3. 1 Análisis de espesores respecto a la geometría de la pieza

Esta función incorporada en los softwares CAM, permite visualizar en un entorno CAD 3D el movimiento de la herramienta a lo largo de la trayectoria y cual va siendo el material arrancado. Es decir, se va restando en tiempo real a la pieza el volumen por donde pasa la herramienta. En esta simulación se verifican principalmente cinco aspectos: 1) las colisiones locales entre el

ensamblaje fresa-portaherramientas y la pieza, 2) las demasías de material respecto del sólido objetivo final. Como se observa en la figura 3.1, se puede visualizar mediante una escala de colores el material sobrante tras realizar la simulación de una operación. Por lo tanto, tras simular la última operación de acabado se pueden observar las zonas más conflictivas en las que queda sobreespesor o en las que se ha mecanizado más de lo deseado. Los siguientes aspectos a verificar son que 3) las orientaciones de herramienta sean adecuadas a sus características (por ejemplo, evitar ranurar con una inclinación lead negativa), 4) que no existan cambios bruscos de orientación durante la trayectoria en cinco ejes (en algunos casos no se aprecian irregularidades en la trayectoria, pero se producen reposicionamientos de herramienta) y 5) que los movimientos de entrada al material y en vacío sean óptimos.

Un aspecto clave en la comprobación de operaciones de mecanizado en 5 ejes es la detección de colisiones globales. Para ello, es necesario realizar una simulación cinemática con la máquina herramienta. Esta fase de la simulación se ha realizado en el mismo software de CAD/CAM NX™. Para ello, se han dibujado las geometrías 3D de los componentes de la máquina, así como los utillajes, y se han definido las dimensiones de las diferentes herramientas y portaherramientas (ver figura 3.2).

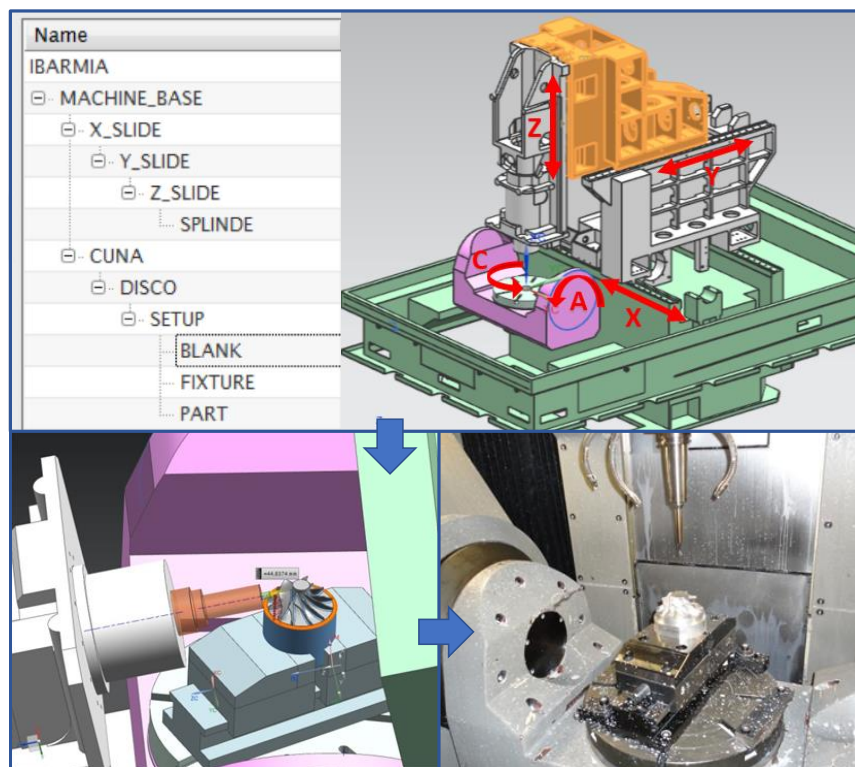


Figura 3. 2 Simulación cinemática de la IBARMIA ZV25

Posteriormente se han configurado los grados de libertad y los límites de movimiento del ensamblaje de la máquina. De esta manera, se ha podido realizar la simulación del movimiento que siguen todos los componentes a lo largo de las diferentes operaciones de mecanizado, detectando posibles colisiones. Con este proceso se puede comprobar si es necesario rediseñar la operación o utilizar algún componente de diferentes dimensiones para evitar una colisión. Una vez simuladas, las operaciones de mecanizado se postprocesan para obtener los programas de control numérico que se ejecutan en máquina.

Durante el mecanizado y posteriormente se analizan y evalúan diferentes parámetros que permiten realimentar el proceso para su mejora. Por un lado, parámetros asociados a la competitividad del proceso como el tiempo de mecanizado o el coste de herramienta. Por otro lado, debido a que las simulaciones realizadas son puramente geométricas, podrían producirse condiciones desfavorables en el mecanizado como vibraciones o fuerzas de corte elevadas, y por lo tanto desgaste excesivo y variación de las condiciones de corte.

Por último, una vez finalizado el mecanizado de la pieza, la principal verificación del proceso es comprobar si la geometría final entra dentro de las tolerancias especificadas. Con el objetivo de comparar las medidas de la pieza mecanizada y el CAD original de la pieza, en esta fase experimental se ha utilizado un sistema de medición ATOS Compact Scan 5M de GOM. Se trata de un escáner de luz azul de alta precisión (35 μm) y resolución (17 μm), cuyo sistema se basa en el efecto de triangulación con dos cámaras, que permite medir una gran densidad de puntos a gran velocidad. Esta medición es de gran utilidad para conocer la precisión del análisis de arranque de material (IPW) obtenido, que dependerá de la magnitud de las fuerzas de corte y vibraciones.

Para evaluar y comparar las diferentes operaciones de mecanizado se han seleccionado los siguientes indicadores: 1) El tiempo de mecanizado de la operación, 2) la complejidad de configuración de la operación (definición y creación de la geometría; definición de orientación de la herramienta; flexibilidad en la configuración), 3) La homogeneidad de la superficie resultante tras el desbaste y el ajuste a la geometría final y 4) la agresividad de la operación (fuerzas de corte/desgaste). En la tabla 3.1 se resumen los indicadores descritos, los cuales se dividen en tres grupos: A) indicadores que permiten verificar la idoneidad de la trayectoria generada, B) indicadores para evaluar y comparar operaciones, y C) indicadores de verificación

del proceso de mecanizado. En el esquema de la figura 3.3 se plasma la metodología descrita en este apartado, así como las etapas en las que se verifican o evalúan los diferentes indicadores. Esta metodología se ha utilizado en los procesos experimentales descritos en los apartados 3.2.2, 3.2.3 y 3.2.4.

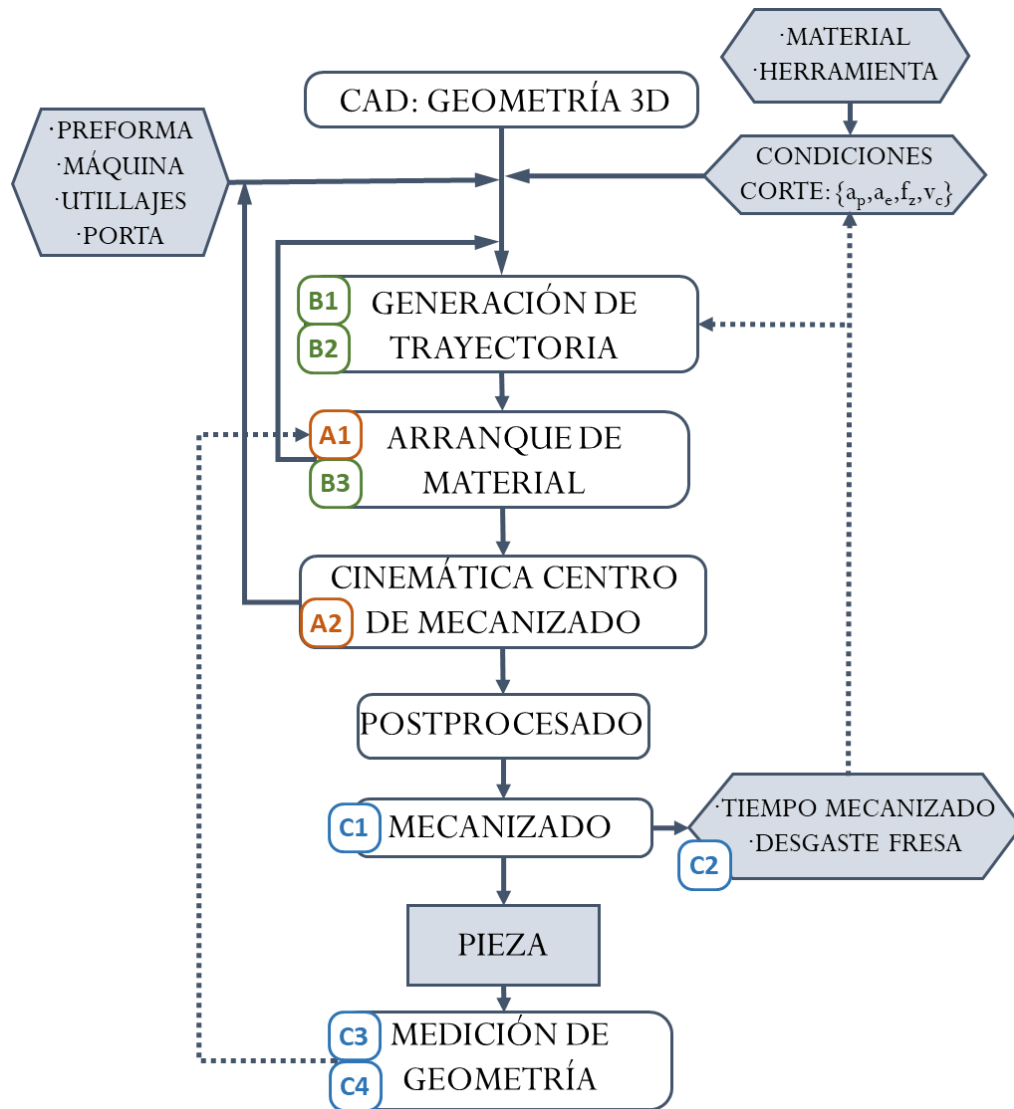


Figura 3. 3 Proceso de mecanizado en cinco ejes para rotores de álabes integrados

Tabla 3. 1 Indicadores de verificación y evaluación del proceso de mecanizado de IBR-s

Indicadores	Descripción
Verificación de trayectoria	A1.1 Análisis de demasías tras la simulación de arranque de material
	A1.2 Detección de colisiones locales entre pieza y conjunto herramienta-porta
	A1.3 Comprobación de la orientación de herramienta respecto al avance en pieza
	A1.4 Localizar reorientaciones /reposicionamientos bruscos de la herramienta
	A1.5 Verificación de las entradas y salidas del material, y los movimientos sin corte
A2.1 Detectar colisiones globales entre los diferentes elementos en el volumen de trabajo	
A2.2 Verificar las operaciones de mecanizado en código CNC	

	B1.1	Tiempo total de la operación de mecanizado
Evaluación y comparación de operaciones	B2.1	Complejidad de configuración de la operación: Definición /creación de geometría
	B2.2	Definición de orientación de la fresa
	B2.3	Flexibilidad en la configuración
	B3.1	Homogeneidad de la superficie resultante tras el desbaste / Ajuste a la geometría final
	B4.1	Agresividad de la operación
Verificación del proceso de mecanizado	C1.1	Medición de los tiempos de mecanizado
	C2.1	Medición del desgaste de Herramienta
	C3.1	Medición de la pieza mecanizada
	C4.1	Acabado superficial

3.2.2. Diseño de trayectorias de desbaste en IBR-s

En este apartado se describe parte del trabajo realizado para la obtención de trayectorias de alta eficiencia dentro del proyecto PAINT (Polo Aeronáutico para la INnovación en Turbinas) financiado por el Gobierno Vasco a través del programa Etorgai. En concreto se detallará el estudio realizado para la generación de trayectorias de desbaste en IBR-s. Para este proyecto se ha utilizado una geometría de impeller de diámetro exterior 200 mm y altura 96 mm, con seis álabes y splitters generados con superficies regladas, facilitada por la empresa Novalti S.A.. El material utilizado ha sido aluminio 7075. En la figura 4.1 se pueden ver la geometría de impeller y la fresa de desbaste utilizada, montada en un portaherramientas de gran apriete de la marca Laip.

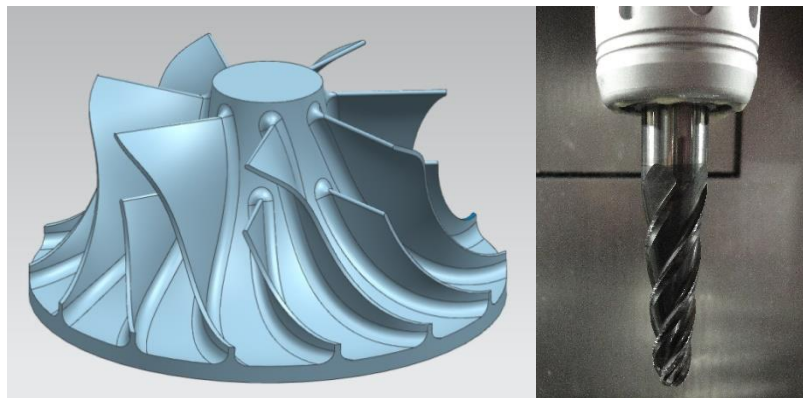


Figura 3. 4 Geometría de impeller a mecanizar y fresa cónica de desbaste utilizada

La altura del álabe varía de 10 mm en el trailing edge a 50 mm en el leading edge. Es importante tener en cuenta esta variación de altura en el álabe, ya que interesa tener un filo de corte elevado para poder adaptar el contorno de la herramienta lo máximo posible al álabe sin tener colisiones con el mango de la fresa (en los últimos niveles de desbaste o en el mecanizado con el flanco del semiacabado). La fresa seleccionada ha sido una fresa cónica de metal duro de desbaste de J Bauer, con radio de bola 6 mm, ángulo de conicidad 4°, cuatro filos, longitud de filo de corte

63 mm, ángulo de hélice 35°, diámetro de mango 20 mm, recubrimiento de AlTiN y canales de refrigeración interna.

A continuación, se describen las diferentes operaciones de desbaste que se han diseñado:

- a) *Blade Rough*: Como operación base se ha seleccionado la operación de desbaste del módulo multiblade de NX. Este módulo permite definir las diferentes partes de la geometría de manera sencilla y las trayectorias se generan en un tiempo reducido. En contrapartida la configuración de las operaciones es limitada (por ejemplo, no permite el uso de fresas de barril). Se ha seleccionado un patrón *zigzag with lifts* en el que se empieza el ranurado en el medio de los álabes (o en medio de un álabe y el splitter) para ir abriéndose en concordancia, con una profundidad radial a_e del 40 % de la herramienta. El modo de profundidad *offsets from hub* utilizado, divide la profundidad total de mecanizado en niveles paralelos a la superficie del *hub* (en esta geometría no es productivo tener el mismo número de niveles en el *leading* y el *trailing edge*). El principal problema en la operación *Blade Rough* proviene de la configuración de la orientación de la herramienta. Se han utilizado las diferentes configuraciones posibles: a) método automático de orientación, b) método *swarf blade* de orientación (operaciones de flank milling) y c) método de vector de interpolación, para fijar manualmente los vectores de orientación en las curvas que limitan con los álabes. Sin embargo, la geometría resultante no se adapta bien a la pieza, y además no es homogénea obteniéndose grandes picos, un problema importante de cara a las operaciones de semiacabado (ver figura 3.5).

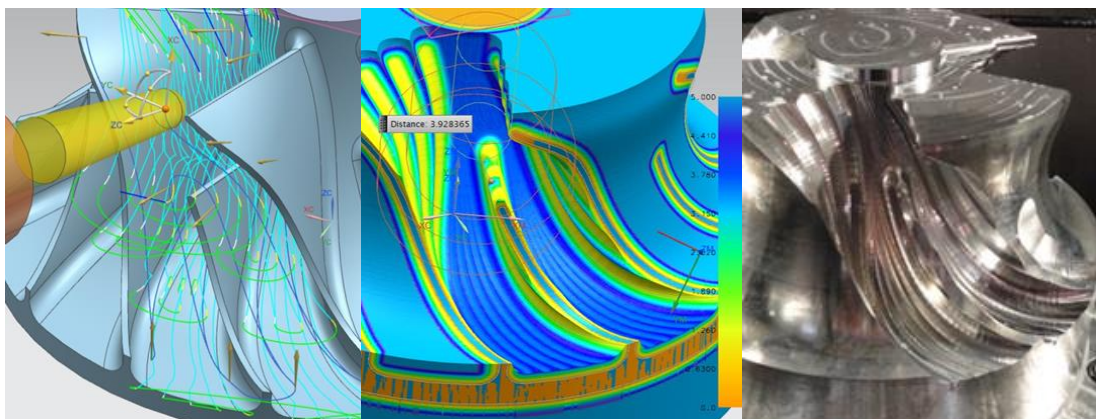


Figura 3. 5 Operación Blade Rough: Trayectoria, simulación y mecanizado

- b) *Multiaxis Rough*: Esta trayectoria se ha diseñado con la operación *Variable Contour* del módulo Multiaxis. En este módulo general para crear operaciones en cinco ejes interpolados, existe una mayor flexibilidad en la configuración de operaciones, pero en muchos de los casos adaptar estas operaciones a una geometría propia requiere también un mayor trabajo de diseño, siendo necesario generar geometría de apoyo. Dentro de la operación *Variable Contour* se encuentran diferentes subtipos de operación denominados *drive methods*. Las dos utilizadas para el diseño de esta trayectoria han sido:
- 1) *Streamline*: permite realizar mecanizado de superficies utilizando curvas límite de flujo y transversales
 - 2) *Curve/point*: operación en el que es el usuario quien introduce como entrada la trayectoria seleccionando curvas generadas previamente en el CAD.
- Se han utilizado tres superficies paralelas al hub como superficies de desbaste, generándose cinco operaciones de mecanizado. Cada operación comienza ranurando y continúa con un patrón zig-zag. Ha diferencia de la operación *Blade Rough*, se han diseñado trayectorias asimétricas respecto del splitter, acortando la longitud de una de ellas (ver figura 3.6).

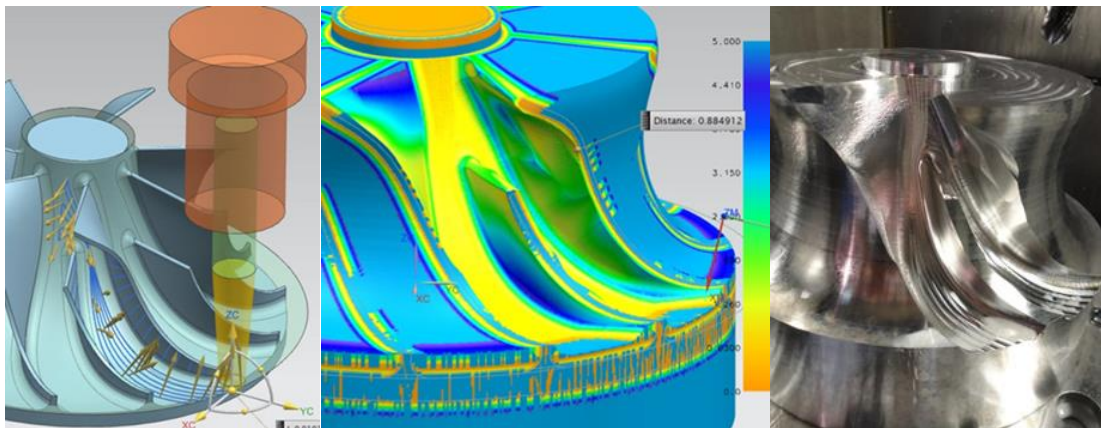


Figura 3. 6 Operación *Multiaxis Rough*: Ajuste de orientaciones, simulación y mecanizado

El método utilizado para definir la dirección del eje de la herramienta ha sido el mismo en las cinco operaciones: *interpolated vector*. Para introducir las direcciones del eje de la herramienta se ha partido de las isoparamétricas de los álabes, para añadir después el ángulo de conicidad de la herramienta y el lead angle. En este caso se ha obtenido una superficie generada con menos picos que en la operación de *Blade Rough*. Como punto desfavorable de esta operación podemos citar el coste de generar gran cantidad de

geometría de referencia y el tener que introducir las orientaciones de herramienta a interpolar manualmente.

- c) **Trocoidal**: Se ha creado una trayectoria trocoidal interpolando en cinco ejes, utilizando una operación *curve/point* en dos niveles. Los pasos seguidos para dibujar la curva de la trayectoria han sido los siguientes (ver figura 3.7): inicialmente se han creado unas curvas guía que limitan la trayectoria (1). Estas curvas, similares a las utilizadas en el *Multiaxis rough*, se han obtenido como curvas paralelas a la intersección de la superficie con los álabes. Posteriormente se ha generado una curva intermedia a las dos guías. En las tres curvas se ha generado un conjunto de puntos equidistantes (2). Utilizando estos puntos se han generado las curvas de la trayectoria. A continuación, se han generado curvas en la superficie pasando por un punto de cada curva, siendo tangente a las curvas guía exteriores (3). Por último y de la misma manera que en el paso anterior se ha dibujado la curva para el movimiento de retorno, en el que la herramienta no estaría arrancando material (4).

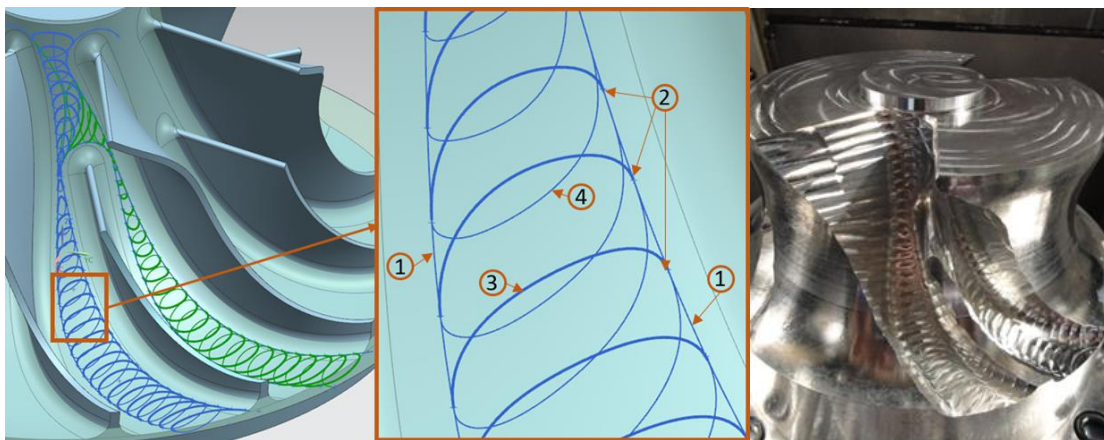


Figura 3. 7 Operación trocoidal en cinco ejes: trayectoria y mecanizado

La dirección de la herramienta se ha introducido con el tipo *interpolate vector*, pudiendo ajustar adecuadamente la herramienta a los álabes. El punto a favor de esta estrategia reside en que es una estrategia menos agresiva que el ranurado, pudiendo alargar la vida de la herramienta. Sin embargo, el coste de generar las curvas de la trayectoria, el configurar las orientaciones de la herramienta y el no poder utilizar dos velocidades de avance diferentes en los movimientos de corte y en vacío, son aspectos que juegan en su contra, principalmente en geometría más complejas como los impellers. La mayor

velocidad de avance puede contrarrestar la mayor longitud de trayectoria, aunque esta operación se ha realizado en dos niveles de desbaste en lugar de tres.

- d) *Variable Curve*: Con el objetivo de generar otra operación con una estrategia diferente al zig-zag o zig, se ha diseñado una estrategia en la que se entra ranurando al lado del álabe, y que posteriormente se va cerrando hacia el splitter, mecanizando en concordancia. Al igual que en la trayectoria trocoidal, el desbaste de ambos lados del splitter se realiza en una operación y se han utilizado dos niveles de desbaste, por lo que se necesitan dos operaciones para desbastar entre dos álabes. Al igual que otras operaciones tipo *curve/point* una desventaja es tener que generar todas las curvas de la trayectoria.
- e) *Plunge*: Cada pasada en plunge se divide en tres tramos de trayectoria (ver figura 3.8). Por un lado, el movimiento en el que la fresa penetra en dirección axial en el material (1-2), posteriormente, se realiza un movimiento lineal de retirada para salirse de la pieza (2-3) y por último, se posiciona la herramienta en cinco ejes hasta situarse en la dirección de entrada siguiente. Las direcciones de entrada son interpolaciones entre la misma isoparámetrica de dos álabes contiguos.

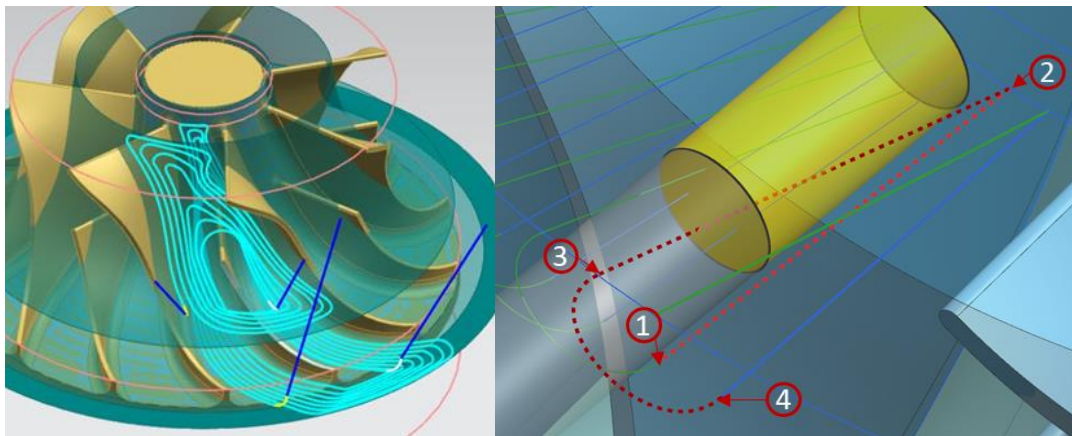


Figura 3. 8 Operación Variable Curve y esquema trayectoria Plunge

La sección de material que se elimina varía mucho si se realiza una única pasada de penetración desde el shroud al hub, o se utilizan varios niveles. Por este motivo se ha dividido la profundidad total en tres niveles, cambiando el diámetro de herramienta en cada uno de los niveles. Tal y como sucedía en la operación trocoidal, el coste de

creación de geometría de referencia solo compensaría estando automatizada en una API de NX.

Las características de cada una de las operaciones de desbaste se han evaluado mediante los indicadores descritos en la metodología inicial, cuyos resultados se pueden observar en los gráficos de la figura 3.9. Tal y como se ha descrito, el desbaste del módulo *multiblade* destaca por su sencilla definición de la operación, enfocada a este tipo de geometrías. Su mayor desventaja son los picos obtenidos en la geometría resultante, principalmente cuando hay mucha distancia entre niveles. Por otro lado, con las operaciones *Variable Contour* se obtiene una mayor flexibilidad a la hora de configurar las trayectorias, obteniéndose buenos resultados de ajuste a la pieza final, pero a costa de generar gran cantidad de geometría de referencia.

Indicadores	Descripción
	B1.1 Tiempo total de la operación de mecanizado
Evaluación y comparación de operaciones	B2.1 Complejidad de configuración de la operación: Definición /creación de geometría
	B2.2 Definición de orientación de la fresa
	B2.3 Flexibilidad en la configuración
	B3.1 Homogeneidad de la superficie resultante tras el desbaste / Ajuste a la geometría final

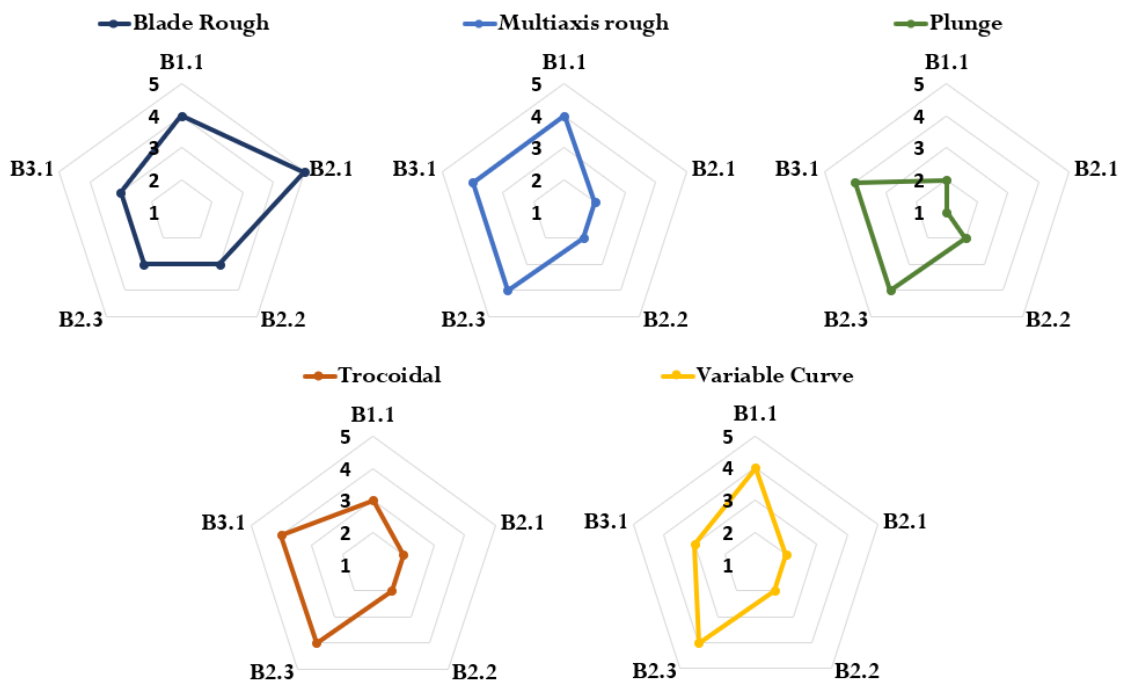
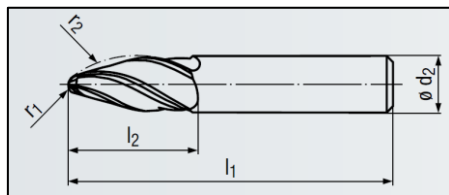


Figura 3. 9 Indicadores, y gráficos de evaluación y comparación de las operaciones de desbaste.

3.2.3. Diseño de trayectorias de acabado en cinco ejes con nuevas geometrías de fresa de barril

Las nuevas geometrías de fresa de barril están diseñadas con un radio de curvatura elevado en su contorno. De esta manera, es posible reducir el número de pasadas, y por tanto el tiempo para realizar el mecanizado de paredes. Este concepto es posible trasladarlo a las operaciones de semiacabado y acabado de álabes de IBR-s. Que el centro de curvatura esté muy alejado del eje de revolución de la herramienta, da lugar a un volumen de fresa reducido, un aspecto favorable para poder introducir la herramienta entre álabes. Para realizar los test experimentales, se han seleccionado unas fresas de barril de la empresa Emuge-Franken de metal duro con recubrimiento de AlTiN, diámetros de mango $D2 = 8, 10$ y 16 mm, y radios en el flanco $R2 = 90, 85$ y 75 mm (ver figura 3.10).



	r_1	r_2	l_1	l_2	$\varnothing d_2$ h6	Z (Flutes)
1		95	57	22	6	3
1		90	63	25	8	3
2		85	72	26	10	4
2		80	83	28	12	4
3		75	92	31	16	4

Figura 3. 10 Dimensiones de las fresas de barril seleccionadas para los test

El objetivo de esta etapa es comparar la operación de acabado con una fresa de barril, con otras técnicas de acabado utilizando herramientas convencionales. La primera limitación es definir completamente la geometría de herramienta. El perfil de las fresas de barril se compone de dos curvas circulares, una en la punta de la herramienta y otra la correspondiente a la zona de mecanizado, cuyo centro está fuera del eje de la herramienta.

El fabricante detalla el valor de los dos radios, pero no el posicionamiento del segundo, por lo que es necesario plantear alguna hipótesis y realizar la comprobación. Inicialmente se ha dibujado en el CAD de NX un croquis 2D con los datos conocidos y se ha supuesto que el segundo arco hace tangencia en el mango. Hay que destacar que la definición de la geometría no solo es clave para la generación de trayectorias, sino también para la definición de la geometría en los modelos de topografía y de fuerzas de corte. Para comprobar si el contorno dibujado es correcto se han capturado puntos de la envolvente de las herramientas utilizando un tool presetter. Posteriormente se han superpuesto en los croquis de cada herramienta para comprobar la desviación. En la figura 3.11 se puede ver como los puntos obtenidos para la fresa

de diámetro de mango 8mm (cotas azules) se encuentran muy próximos a la curva inicialmente dibujada (curva en verde).

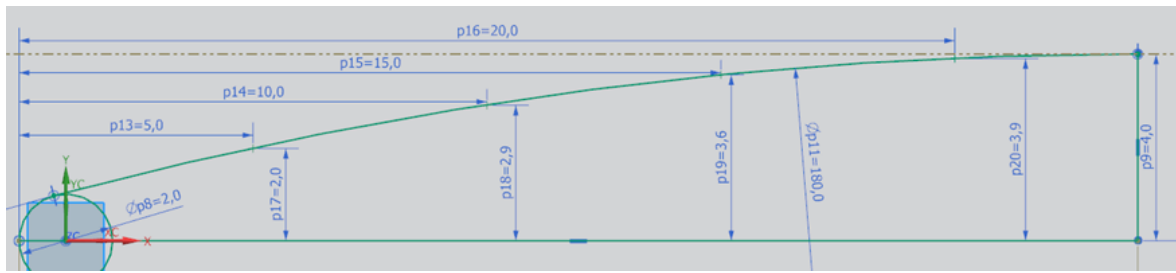


Figura 3.11 Puntos del filo medidos superpuestos sobre el croquis de la fresa de diámetro 8 mm

Lo mismo ocurre con las medidas realizadas en las otras dos fresas. En la tabla 3.2 se recogen las coordenadas de los puntos capturados y la distancia mínima a la curva d_c . Los valores d_c son lo suficientemente pequeños como para confirmar que las restricciones geométricas fijadas en la curva dibujada inicialmente son correctas, y que por lo tanto la curva define el contorno de la fresa.

Tabla 3.2 Coordenadas de los puntos medidos en el contorno y distancia a la curva dibujada

Punto	Diámetro 8 mm			Diámetro 10 mm			Diámetro 16 mm		
	z (mm)	x(mm)	d_c (mm)	z(mm)	x(mm)	d_c (mm)	z(mm)	x(mm)	d_c (mm)
1	5	1.979	0.011	5	2.818	0.005	5	3.900	0.030
2	10	2.904	0.014	10	3.804	0.016	10	5.446	0.011
3	15	3.558	0.000	15	4.486	0.024	15	6.584	0.027
4	20	3.904	0.011	20	4.893	0.007	20	7.385	0.028
5	-	-	-	-	-	-	25	7.842	0.031

Para poder generar trayectorias con las fresas de barril es necesario crear la geometría en el CAM NX. Aunque pueda parecer un problema menor, otros programas CAM como HyperMILL, PowerMILL, ModuleWorks o ESPRIT publicitan como ventaja competitiva que sus programas permiten trabajar con los nuevos diseños de fresa de barril. NX contiene varios modelos de herramienta, entre las que se encuentran: a) una fresa de barril de 8 parámetros y b) una fresa general de 10 parámetros (ver figura 3.12).

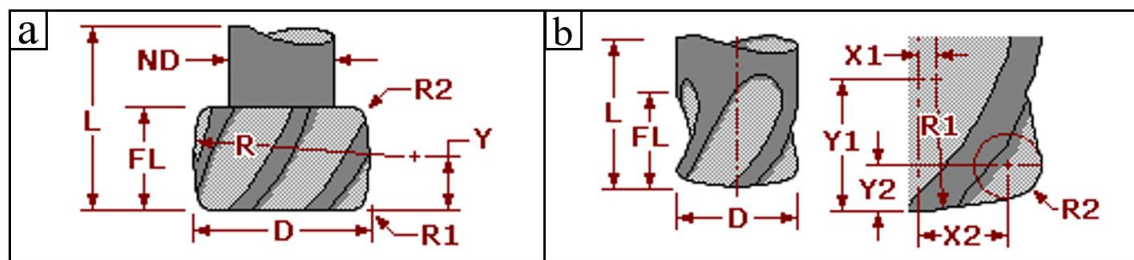


Figura 3.12 Modelos de fresa de NX: a) barril de 8 parámetros; b) general de 10 parámetros

Se ha comprobado que los dos modelos de herramientas permiten crear estas geometrías de fresas de barril. El modelo *a* tiene la limitación de que el diámetro del mango ND debe ser menor que el diámetro del contorno D. En el caso de nuestra geometría los dos valores son iguales. Sin embargo, este aspecto no supone ningún problema ya que con poner un valor de 0,01 mm menor en el mango (que no tiene funcionalidad en el CAM) es suficiente. Además, con este modelo es posible crear fresas en las que el contorno alcanza más diámetro que el mango. Por estos motivos se ha decidido utilizar el modelo de fresas de barril con 8 parámetros en el diseño de trayectorias.

Resuelto el problema de definición de la geometría de la fresa de barril, el siguiente paso ha sido generar las operaciones de mecanizado para tres técnicas de acabado: 1) operación de *point milling* con fresa cónica de punta esférica, 2) operación de *flank milling* con fresa cónica mecanizando toda la profundidad axial en una pasada, 3) operación de *flank milling* con fresa de barril. La pieza a mecanizar en los test experimentales ha sido un álabe, el cual se ha extraído de una geometría CAD de un blisk (ver figura 3.13). El álabe se ha duplicado de tamaño respecto a los del blisk. Además, se ha añadido una geometría en forma de L como referencia para las mediciones posteriores al mecanizado. También se ha recortado el *hub* por un cilindro de diámetro 80 mm para realizar el amarre mediante una mordaza autocentrante. El material mecanizado ha sido Aluminio 7075-T6.

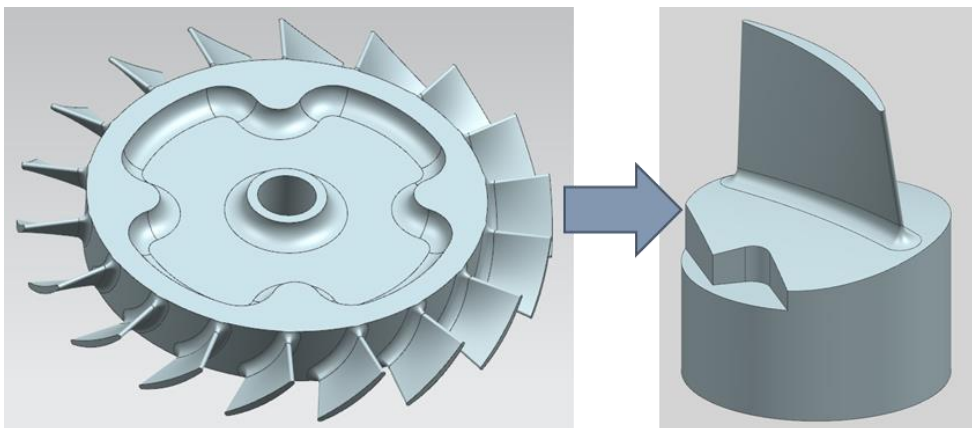


Figura 3. 13 Geometría blisk y geometría del álabe extraído

Al igual que en el resto de test experimentales, el mecanizado en cinco ejes se ha realizado en un centro de mecanizado IBARMIA ZV25/U600 EXTREME, con tres ejes cartesianos combinados con dos rotativos mediante una mesa basculante y un plato rotativo. Se ha utilizado

un sistema v-lock para realizar el amarre de una mordaza autocentrante Fresmak Arnold SC 125 y centrarla en el plato.

La herramienta empleada en el acabado del álabe 1 ha sido una fresa cónica Emuge-Franken de 6 filos (3 filos en la bola) con punta esférica de diámetro 6 mm, ángulo de conicidad de 4° y diámetro de mango 16 mm. Hay que tener en cuenta, que con un diámetro de bola mayor el número de pasadas se reduciría, pero tendríamos un mayor volumen de herramienta, un aspecto que limitaría el aumento de diámetro en el caso de un blisk. El patrón de corte utilizado ha sido en descenso helicoidal con una profundidad por nivel de 0,4 mm. Se ha mecanizado con una velocidad de corte de 230 m/min y un avance por diente de 0,06 mm.

En el álabe 2 se ha mecanizado el álabe con el flanco utilizando la misma fresa cónica de acabado. En este caso el contorno de la herramienta es una recta la cual se ajusta a cada una de las líneas isoparamétricas de la superficie reglada. De esta manera en una pasada alrededor del álabe la herramienta mecaniza toda la superficie. La operación se ha diseñado en dos pasadas de 0,15 mm de profundidad radial, con unas condiciones de 215 m/min de velocidad de corte y 0,03 mm de avance por diente. Cabe resaltar que la superficie del álabe es una superficie reglada pero no desarrollable. Por lo tanto, se comete un error geométrico al intentar mecanizar el álabe con el flanco de la herramienta cónica, problema que no ocurre mecanizando con la parte esférica. Este error es mayor a medida que aumenta la curvatura del álabe. En la Figura 3.14 se muestra las demasías de material en pieza obtenidas en la simulación del mecanizado del CAM para los álabes 1 y 2.

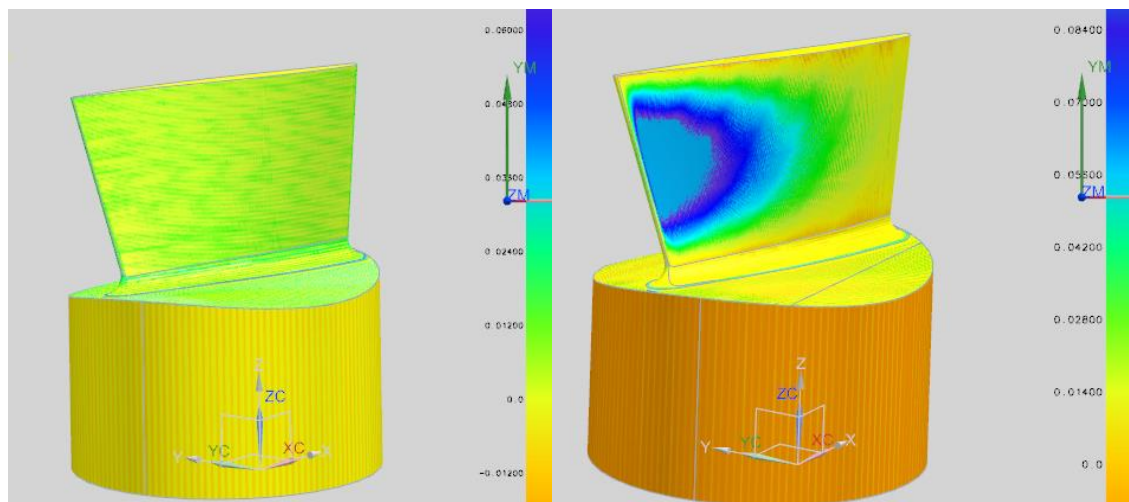
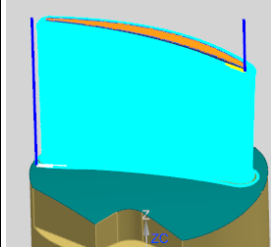
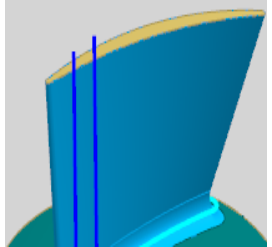
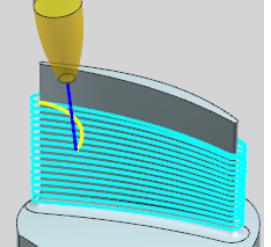





Figura 3. 14 Simulación geométrica *Show Thickness by color* de los álabes 1 y 2

A pesar de reducir enormemente el tiempo de mecanizado hay que valorar el error cometido y si está focalizado en una parte de la superficie. Mientras que en el álabe 1 mediante *point milling* se obtienen errores entre 0 y 15 micras, en el álabe 2 los valores de error superan en la zona de mayor curvatura las 100 micras. Por último, para el mecanizado del tercer álabe se ha empleado una fresa de barril de metal duro Emuge-Franken de punta esférica de diámetro 6 mm, radio en el flanco de 75 mm, 4 filos y 16 mm de diámetro en el mango. Se han seleccionado unas condiciones de mecanizado de 430 m/min de velocidad de corte y 0,027 mm de avance por diente. Las condiciones de corte de cada operación y los tiempos de mecanizado se recogen en la tabla 3.3.

Tabla 3. 3 Condiciones de corte de las operaciones de acabado

ACABADO	ÁLABE 1	ÁLABE 2	ÁLABE 3
			
Estrategia	Point milling /Helicoidal	Flank milling	Flank milling /Helicoidal
Fresa	Cónica $\phi 6$ mm / $\alpha 4^\circ$ bola 3 filos / $\phi 16$ mm	Cónica $\phi 6$ mm / $\alpha 4^\circ$ 6 filos / $\phi 16$ mm	Barril desbaste R ₂ 75 mm 4 filos / $\phi 16$ mm
			
F	1.600 mm/min	1.400 mm/min	1.200 mm/min
S	12.000 r.p.m	7.500 r.p.m	11.000 r.p.m
V_c	230 m/min	215 m/min	430 m/min
f_z	0,06 mm	0,03 mm	0,027 mm
Profundidad axial a_p	≈ 0,4 mm	≈ 44 mm	≈ 2,2 mm (inicial 12mm)
Número niveles	1	2	1
Profundidad radial a_e	0,3 mm	0,15 mm	0,3 mm
Tiempo operación	17 min 11 s	25 s	2 min 16 s
Tiempo redondeo	1 min 46s	1 min 46 s	3min 54s + 1 min 46 s

El *leading* y *trailing edge* son las zonas que más comprometen la integridad de la herramienta en el fresado periférico con toda la profundidad axial, ya que se mecaniza gran cantidad de material (profundidad axial 44 mm) a la vez que se realiza una aceleración muy grande de plato y cuna para mantener el avance. Además, en este punto la velocidad de avance real se aleja de la programada y por tanto se dan unas condiciones de corte diferentes a las programadas. En algunos de los test, de las diferentes geometrías mecanizadas, se ha producido rotura de la herramienta o rotura del redondeo en este punto.

En el mecanizado con fresa de barril el ángulo tilt, es decir la inclinación lateral de la herramienta respecto del álabe, juega un papel clave. Por un lado, permite ajustar el contacto con la pieza a una zona del contorno intermedia entre la punta, donde se mecanizaría utilizando la bola, y el mango. Si el ángulo de tilt es constante, cuanto más alejado esté la zona de contacto de la punta de la herramienta, antes habrá que detener la operación para no tener una colisión de la punta de la herramienta con el hub. Por otro lado, una excesiva inclinación podría generar una colisión con un álabe contiguo (aunque en estos test solo tenemos un álabe).

Debido a que el módulo *multiblade* de NX no permite utilizar fresas geometría de barril, se ha generado la trayectoria mediante una operación *Variable Contour*. Se ha empleado un *drive method* tipo *Surface Area* con un patrón de corte helicoidal en 20 pasadas, y una orientación del eje de la herramienta según *swarf drive* para que la fresa mecanice con el flanco, utilizando un ángulo de tilt de 14°. Teniendo esto en cuenta, el acabado del álabe 3 se ha dividido en dos operaciones. En primer lugar, se ha mecanizado cerca del 80 % del álabe, manteniendo constante el ángulo tilt (ver figura 3.15). De esta manera, se ha utilizado en toda la operación una zona óptima de mecanizado de la fresa de barril. Posteriormente se ha mecanizado la superficie más cercana al redondeo con una operación de *point milling*.

Para poder abarcar el mecanizado de todo el álabe, habría que variar el ángulo tilt entre el shroud y el hub. Sin embargo, sería necesario introducir manualmente las orientaciones a lo largo de la trayectoria (orientación *interpolate vector*), pudiendo afectar a la suavidad de movimiento de la fresa. Otro aspecto a destacar es que, en la primera pasada del mecanizado, en la parte superior del álabe, es en la que con mayor profundidad axial se mecaniza y por lo tanto donde habría que controlar las fuerzas de corte para que no se produzca flexión en álaves más esbeltos.

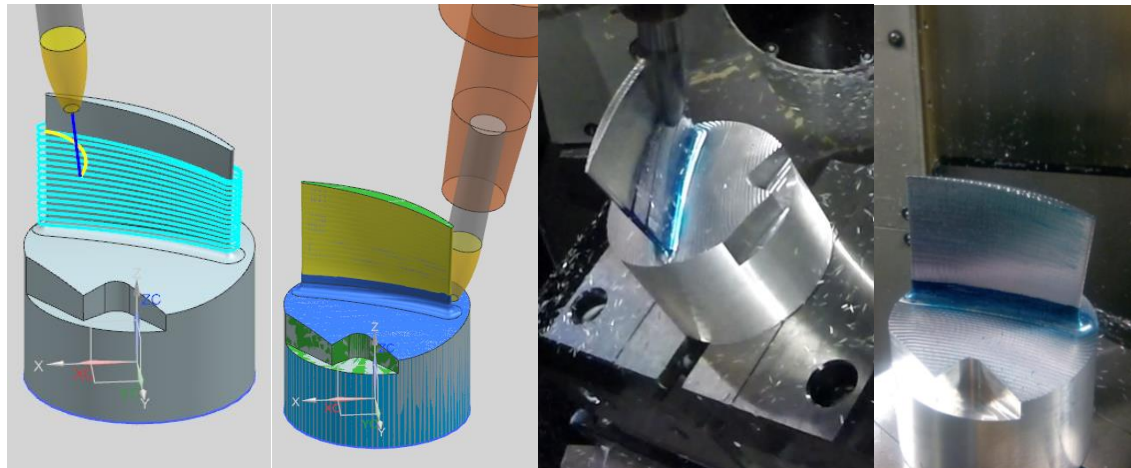


Figura 3. 15 Trayectoria, IPW y mecanizado del álabe 3 con fresa de barril

Tras realizar el mecanizado de los álaves se ha medido las piezas con un escáner ATOS Compact Scan 5M de GOM. En la figura 3.16 se muestran las comparaciones de las medidas de los álaves 1 (fresa esférica) y 3 (fresa de barril), con el CAD de la pieza.

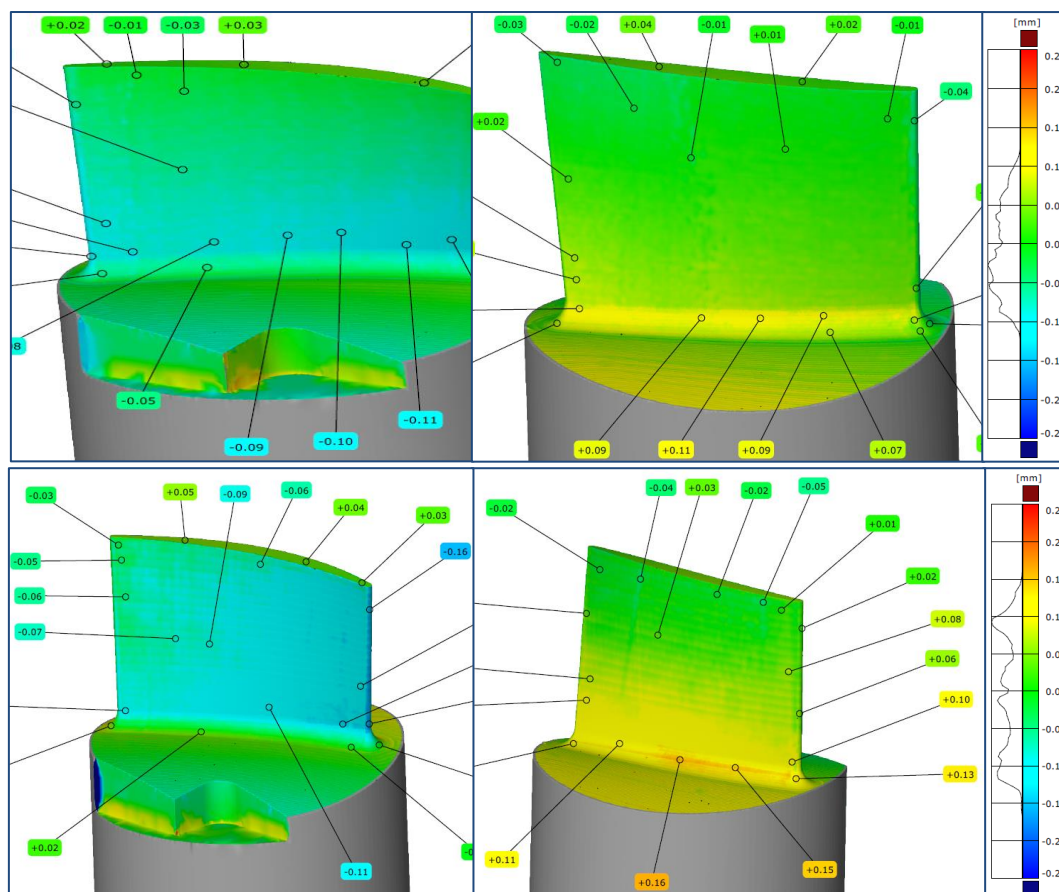


Figura 3. 16 Comparación de la medición de la pieza con el CAD original en los álaves 1 y 3

En el álabe 1 el error en la mayor parte del álabe se encuentra entre $+50$ y $-75 \mu\text{m}$. Los mayores errores se producen en zona del álabe más cercana al redondeo, siendo valores opuestos en las

caras de presión y de succión. Esto indica un posible error de alabeo respecto de la superficie de referencia. El mismo efecto se produce para el álabe tres. En este caso los errores de la mayor parte del álabe se encuentran entre +100 y -100 μm . Sin embargo, hay que destacar que el error es menor en la parte superior del álabe donde se ha mecanizado con la fresa de barril, y mayor en la zona cercana al redondeo, la cual se ha mecanizado con la punta esférica de la fresa cónica.

De los test se puede concluir que con la fresa de barril se puede obtener una calidad superficial similar a la de una fresa esférica de menor diámetro, con un número menor de pasadas. Extrapolando la operación del mecanizado con la fresa de barril a todo el álabe, la operación hubiese durado 3min 2s que es mucho menor que los 17min 11s de la operación de *point milling* con fresa cónica del Álabe 1. Así mismo, hay que citar como característica mejorable el variar la profundidad de pasada y el ángulo de tilt a lo largo de la trayectoria de mecanizado.

3.2.4 Desarrollo de un proceso de mecanizado en cinco ejes para un impeller y un blisk de Ti6Al4V

Tras realizar el estudio de operaciones de desbaste y acabado, se ha pasado a desarrollar el proceso completo de mecanizado de un impeller y un blisk en Ti6Al4V. Con este propósito se han dibujado en el CAD NX las dos geometrías.

A) Proceso de mecanizado de un blisk: La geometría tiene un diámetro exterior de 200 mm y 18 álabes de 25 mm de altura (ver figura 3.13). Se ha utilizado un utillaje que permite por un lado realizar el amarre en la parte del disco y por el otro lado la sujeción del conjunto con una mordaza autocentrante colocada en el centro del plato. El mecanizado del blisk se ha dividido en las siguientes cuatro etapas:

- a) Operación de desbaste *Multi Blade Rough* utilizando un patrón de corte zig-zag, iniciándose con un ranurado a una distancia media entre dos álabes, para posteriormente ir abriéndose en concordancia. Para esta operación se ha elegido una herramienta tórica Emuge-Franken de metal duro de diámetro 10 mm, radio de punta 2.5 mm, longitud de filo 22 mm, ángulo de hélice de 45°, cuatro filos y refrigeración interna. Se ha dividido el ranurado inicial en tres pasadas, hasta llegar a la profundidad axial de la pasada. Se han utilizado una profundidad axial a_p del 75% del diámetro de la

herramienta y una radial a_c del 20%. La orientación de la herramienta se ha configurado como automática, con un ángulo lead de 2° . Se ha utilizado una velocidad de avance de 280 mm/min en el ranurado y 630 mm/min en el resto de la operación, y una velocidad de giro de 3.000 rpm ($v_c=94$ m/min, $f_z=0,058$ mm). El tiempo de mecanizado entre dos álabes ha sido de 3 min y 31 s.

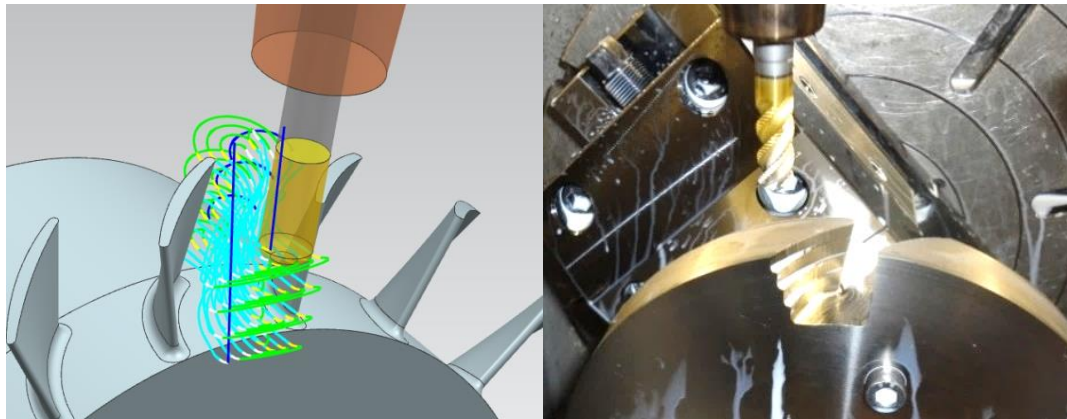


Figura 3.17 Trayectoria y mecanizado de la operación de desbaste

- b) Semiacabado del álabe dividido en dos operaciones *Blade Finish* con patrón de corte helicoidal y una profundidad axial a_p de 5 mm. El stock dejado con el álabe ha sido de 1,5 mm en la primera operación y 0,5 mm en la segunda. En ambos casos se ha dejado un stock de 0,6 mm con el *hub*. Se ha utilizado una fresa cónica de desbaste Emuge-Franken de ángulo 4° , diámetro de bola 6 mm, tres filos de corte, longitud de filo de corte de 35 mm y ángulo de hélice de 45° .

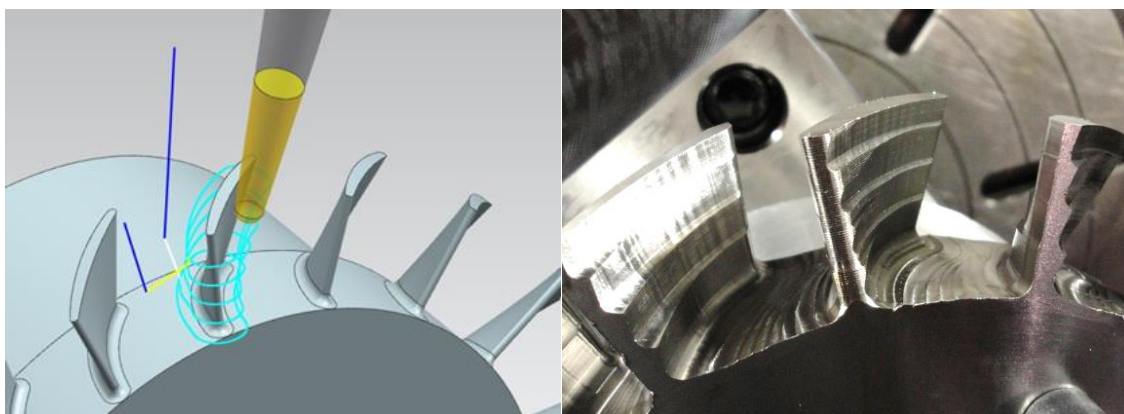


Figura 3.18 Trayectoria y mecanizado de la operación de semiacabado A

Como en mecanizados anteriores se ha utilizado un portaherramientas térmico. Se ha configurado una orientación de herramienta tipo *Swarf Blade* para realizar el mecanizado

con el flanco de la fresa. Se han utilizado unas velocidades de avance y de giro de 750 mm/min y 4.000 rpm ($v_c=75$ m/min, $f_z=0,0625$ mm), se han realizado los mecanizados de semiacabado A y B en 44 s y 42 s respectivamente.

- c) Operación de acabado del álabe *Blade Finish* con patrón de corte helicoidal y una profundidad axial a_p de 0,6 mm. La orientación de la herramienta se ha configurado como automática, utilizando un ángulo tilt de 5°. Se ha utilizado una fresa Mitsubishi de metal duro esférica de 8mm de diámetro y dos filos de corte, mecanizando con unas velocidades de avance y de giro de 400 mm/min y 4.000 rpm ($v_c=100$ m/min, $f_z=0,05$ mm), el tiempo de ejecución para cada álabe ha sido de 10 min y 10 s. Un aspecto a destacar de las operaciones de acabado es que en la simulación de arranque de material podemos visualizar la demasía que dejamos con la pieza, pero se utiliza la evolvente de la herramienta, por lo que no podemos predecir la topografía real o la rugosidad que se van a obtener.

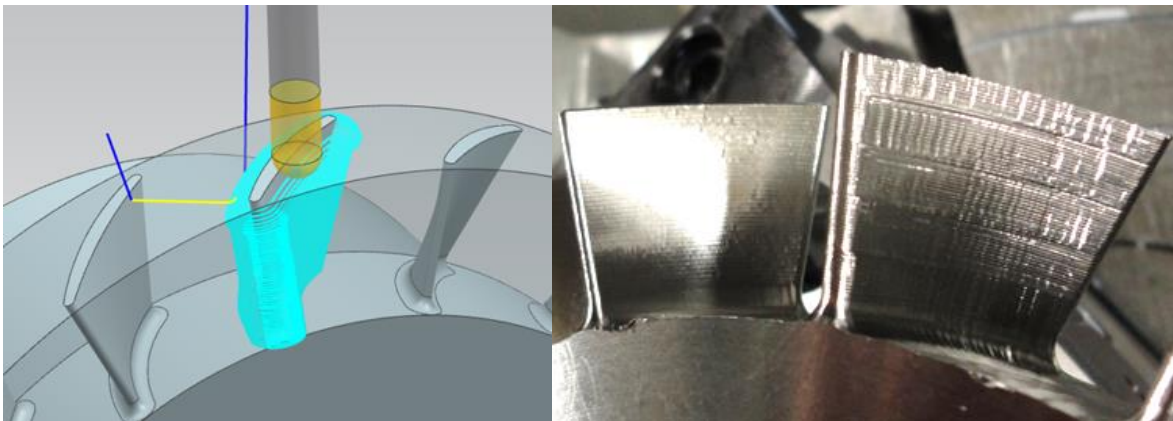


Figura 3. 19 Trayectoria de acabado. Mecanizado de las operaciones de acabado y semiacabado B

- d) El acabado del hub se ha diseñado con una operación *Hub Finish* del módulo *multiblade*. Se ha utilizado un patrón de corte tipo zig-zag con una profundidad de corte radial a_c del 10% del diámetro de la herramienta. Al igual que en el acabado de los álabes, se ha utilizado una fresa Mitsubishi de metal duro esférica de 8mm de diámetro y dos filos de corte, con unas velocidades de avance y de giro de 475 mm/min y 6.000 rpm ($v_c=150$ m/min, $f_z=0,04$ mm). El tiempo de ejecución ha sido de 2 min y 5 s (el tiempo total de mecanizado del blisk ha sido de 5 h y 9 min).

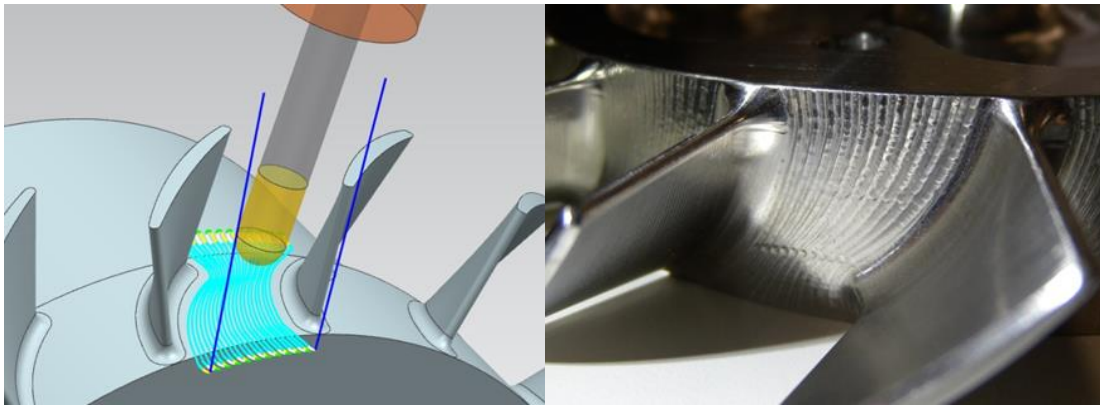


Figura 3. 20 Trayectoria y mecanizado de la operación de acabado del *hub*

B) Proceso de mecanizado de un impeller: La geometría del impeller tiene unas dimensiones de 200 mm de diámetro y 120 mm de altura, con diez álabes y splitters. Debido a que se han utilizado diferentes estrategias de acabado en algunos álabes, se ha mecanizado una caja para poder referenciar la pieza en la medición. El impeller es una geometría más compleja, que requiere profundizar 40 mm para alcanzar la superficie del *hub* en el *leading edge*. Por este motivo, la etapa de desbaste se ha dividido en tres operaciones cambiando el tipo de herramienta e intercalando dos operaciones de semiacabado. Posteriormente se han realizado las operaciones de acabado del *hub* y los álabes. Por último, se ha generado una operación para eliminar el material sobrante en la zona cercana al *leading edge*. En la figura 3.21 se muestra el esquema del proceso global de mecanizado, cuyas etapas se describen a continuación:

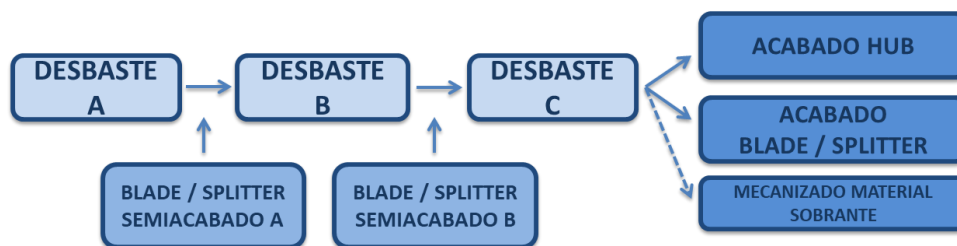


Figura 3. 21 Proceso global de mecanizado del impeller de Ti6Al4V

- a) Desbaste A: operación *Blade rough* utilizando un patrón de corte en zig-zag iniciando con un primer ranurado, dividido en cuatro etapas, a una distancia media entre álabes y splitters, continuando en concordancia. El tipo de profundidad seleccionada ha sido la interpolada entre el *leading* y el *trailing edge*. De esta manera la profundidad axial máxima se produce en las inmediaciones del *leading edge*. Se han utilizado una profundidad axial a_p de 10 mm (profundidad en el *leading edge*) y una radial a_e del 30% del diámetro de la herramienta. Para esta operación se ha elegido la misma herramienta

utilizada en el desbaste del blisk (ver figura 3.22). Las condiciones de corte seleccionadas han sido las siguientes: velocidad de avance de 240 mm/min en el ranurado y 380 mm/min en el resto de la operación, y una velocidad de giro de 2.200 rpm ($v_c = 69$ m/min, $f_z = 0,043$ mm). El tiempo de mecanizado ha sido 14 min y 44 s.

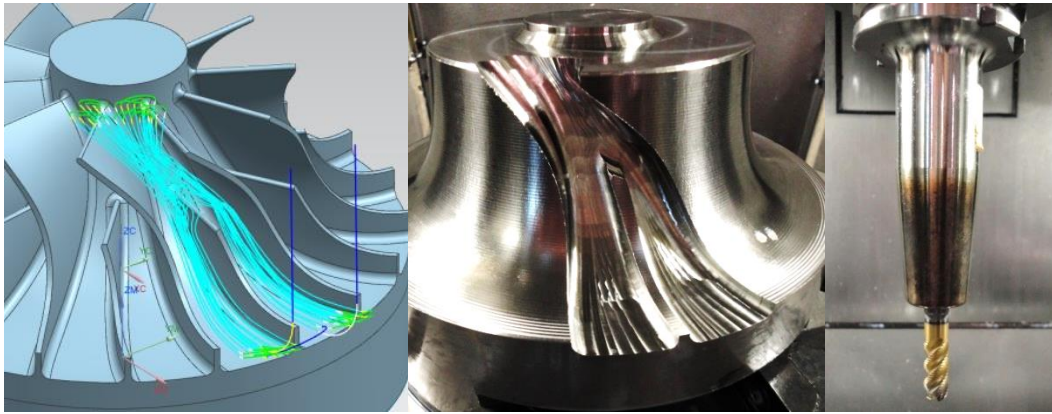


Figura 3. 22 Trayectoria y mecanizado del desbaste A. Portaherramienta y fresa

- b) Desbastes B-C: Debido a la reducida longitud de las fresas utilizadas en el desbaste A, se ha modificado de herramienta en los siguientes dos desbastes. En los desbastes B y C se ha utilizado una fresa cónica de metal duro Emuge-Franken de ángulo 4° , diámetro de bola 6 mm, tres filos de corte, longitud de filo de corte de 35 mm y ángulo de hélice de 45° . Igual que en el desbaste A se ha utilizado un portaherramientas térmico (figura 3.23).

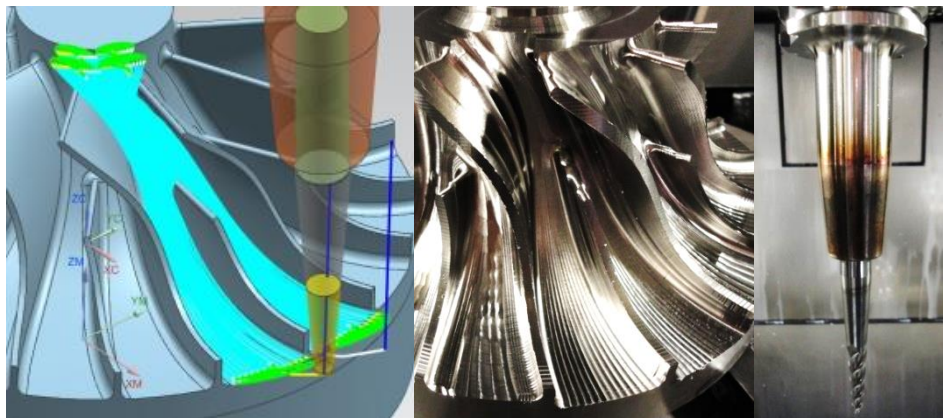


Figura 3. 23 Trayectoria y mecanizado del desbaste B. Portaherramienta y fresa

Debido a la mayor longitud de herramienta, es posible diseñar operaciones hasta el Hub evitando colisiones. La configuración de la trayectoria ha sido la misma que en el primer desbaste. Las condiciones de corte utilizadas han sido las siguientes: velocidad de avance

de 430 mm/min en el ranurado y 768 mm/min en el resto de la operación, y una velocidad de giro de 5.300 rpm ($v_c=99$ m/min, $f_z=0,048$ mm). El tiempo de mecanizado de la operación ha sido 15 min y 04 s.

- c) Semiacabados A-B: Entre las operaciones de desbaste se ha intercalado una operación de semiacabado de los álabes con el objetivo de facilitar el diseño y mecanizado de los desbastes posteriores. Se ha utilizado la misma fresa cónica que en las operaciones de desbaste B y C. Al tener una longitud de filo de corte de 35mm, es posible realizar operaciones de presado periférico. El semiacabado A se ha diseñado con una operación *Blade finish*, utilizando dos niveles axiales y cuatro pasadas radiales. Por otro lado, en el semiacabado B se ha utilizado la operación *Variable contour* con el *drive method* para mecanizado de paredes *Contour profile* y la orientación de fresado periférico *swarf base UV*. Se han utilizado un nivel axial y seis pasadas radiales. Se han utilizado unas velocidades de avance y de giro de: a) 720 mm/min y 4.000 rpm ($v_c=75$ m/min, $f_z=0,06$ mm) y b) 495 mm/min y 3.200 rpm ($v_c=60$ m/min, $f_z=0,026$ mm) (álabe); 600 mm/min y 3.350 rpm ($v_c=63$ m/min, $f_z=0,03$ mm) (splitter). Los tiempos de ejecución para cada álabe han sido: a) 3 min y 29 s (álabe); 2 min y 3 s (splitter) y b) 4 min y 36 s (álabe); 2 min y 6 s (splitter).

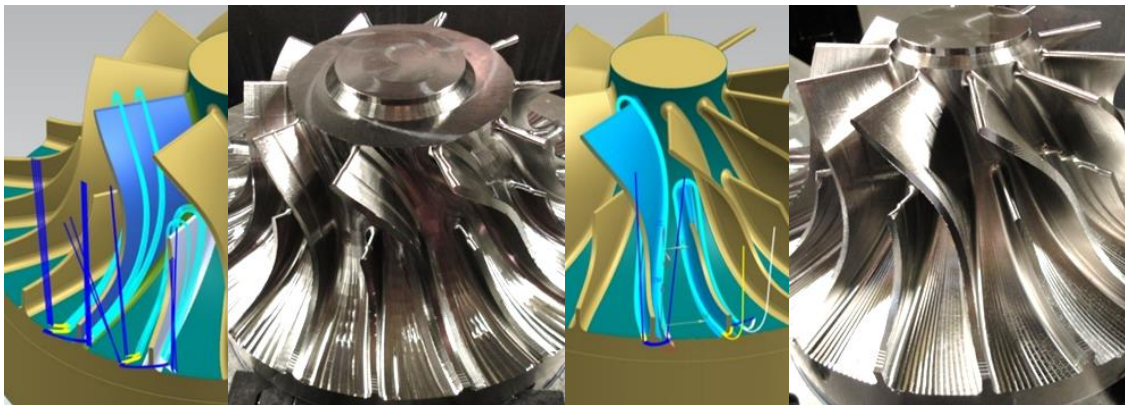


Figura 3. 24 Trayectorias y mecanizado de los semiacabados A y B

- d) Acabado del Hub: en los casos en que se ha mecanizado el álabe mediante fresado periférico, la operación de acabado de la superficie del hub se ha realizado en primer lugar. Esto se debe a que el limpiar la zona de los radios de acuerdo con la operación de acabado del hub alivia considerablemente la operación de flank milling. Las operaciones de Hub finish se han realizado también con la fresa cónica de desbaste. Se

ha utilizado una profundidad radial del 20% del diámetro de la herramienta en todas las operaciones. Por otro lado, se ha comparado el uso de los patrones de trayectoria zig y zig-zag. No se ha comprobado apenas diferencias en el corte o el acabado de la superficie. Por este motivo se ha decidido terminar el resto de las operaciones con un patrón tipo zig-zag, siendo la reducción de tiempo considerable. Las condiciones de corte de la operación de zig-zag ha sido las siguientes: una velocidad de avance de 810 mm/min (480 mm/min en la primera pasada) y una velocidad de giro del husillo de 10.000 rpm ($v_c=94$ m/min, $f_z=0,03$ mm). El tiempo de la operación de acabado del hub en zig-zag ha sido 7 min 23 s.

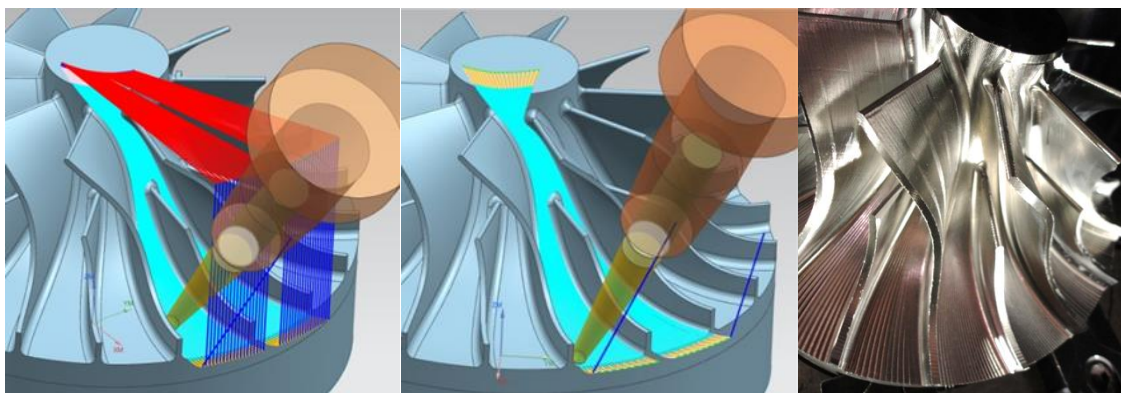


Figura 3. 25 Trayectorias de acabado del hub en zig y zig-zag. Mecanizado de acabado del hub

- e) Acabados del álabe: Se han comparado tres operaciones diferentes para el acabado de álabes y splitters: una operación de fresado periférico utilizando toda la profundidad axial y dos estrategias de point milling (ver figura 3.26). En una de ellas se recorre todo el álabe desde el leading edge hasta el trailing edge, siendo la penetración una interpolación entre la distancia entre la superficie exterior e interior.

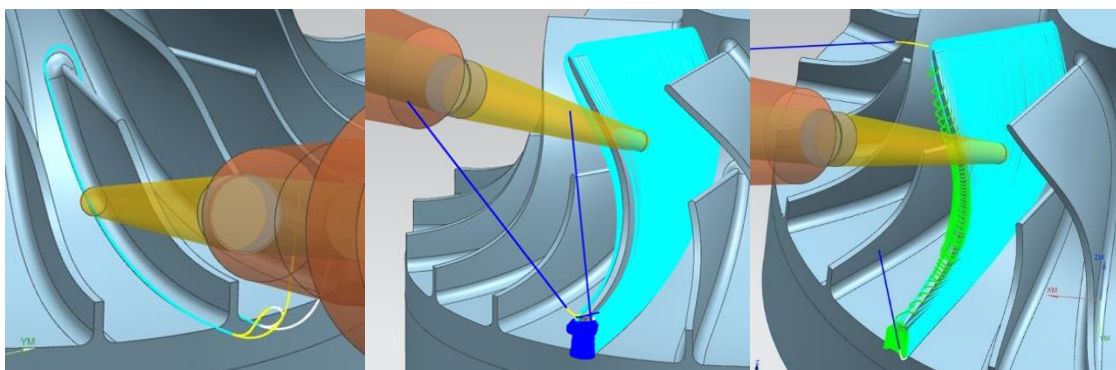


Figura 3. 26 Estrategias generadas para el acabado de los álabes/splitters del impeller

Con la segunda estrategia sin embargo no se recorre todo el álabe. La herramienta recorre niveles paralelos al hub, por lo que se comienza a mecanizar alrededor del leading edge, y a medida que se desciende hacia el hub se desplaza más distancia entre el leading edge y el trailing edge.

Las operaciones de acabado se han realizado con una fresa cónica de metal duro de Emuge-Franken para acabados, de seis filos de corte, longitud de filo de 74 mm y ángulo de hélice de 45°. Utilizando un *drive method* tipo *contour profile*, se ha realizado una operación de fresado periférico en dos pasadas. Se han terminado con esta estrategia los splitters 1, 8, 9 y 10 con óptimos resultados en cuanto a mecanizado y calidad superficial. También se ha terminado el álabe 1 con una operación de flank milling. En este caso se ha producido vibración en el área cercana al *leading edge* y se ha arrancado parte del redondeo (ver figura 3.27), produciéndose también una rotura parcial en un filo de la herramienta. Hay que recordar que, al tratarse de una superficie reglada no desarrollable, en las zonas con más alabeo de las paredes se dejan demasías de material sin mecanizar.

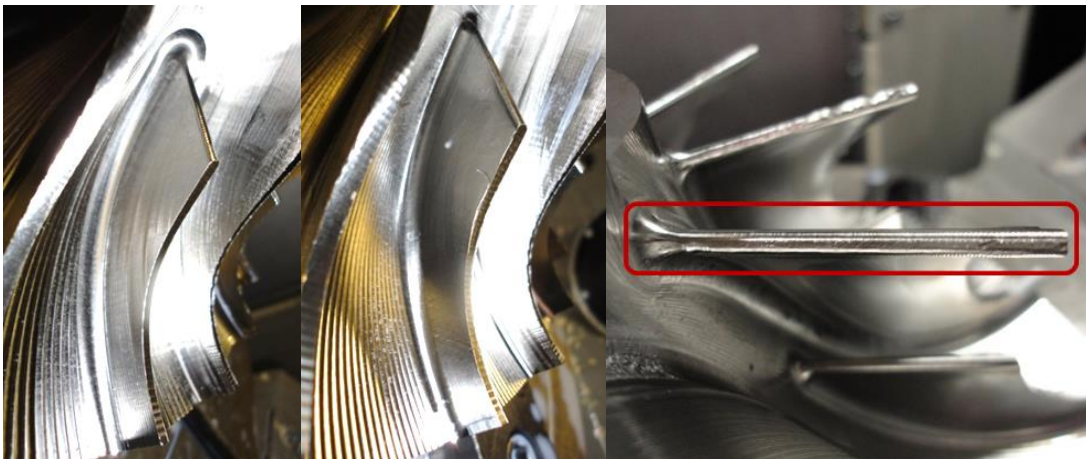


Figura 3. 27 Acabados de splitter en point y flank milling. Rotura parcial del redondeo

Se han utilizado las siguientes condiciones de corte: a) flank milling: velocidades de avance y de giro de 350 mm/min y 2.000 rpm ($v_c= 50$ m/min, $f_z=0,03$ mm), una profundidad axial a_p que varía entre 7 y 36 mm y una profundidad radial a_e de 0,15 mm en dos pasadas. El tiempo de mecanizado de la operación de flank milling ha sido de 1 min 47 s en el álabe y 1 min 23 s en el splitter; b) point milling: velocidades de avance y de giro de 900 mm/min y 6.000 rpm ($v_c= 60$ m/min, $f_z=0,05$ mm), se han probado

unas profundidades axiales a_p de 0,5/0,4/0,3 mm y una profundidad radial a_e de 0,3 mm. Los tiempos de mecanizado de la operación de point milling con niveles paralelos al hub han sido de 12 min 43 s a 20 min 50s en el álabe y de 6 min 35 s a 10 min 48 s en el splitter (el tiempo total de mecanizado del impeller ha sido de 12 horas y 50 minutos).

Una vez mecanizada la pieza se ha medido la geometría con el escáner ATOS Compact Scan 5M de GOM, obteniéndose que el mayor porcentaje de los errores se encuentra entre -50 y +50 μm (color verde en figura 3.28 las inferiores).

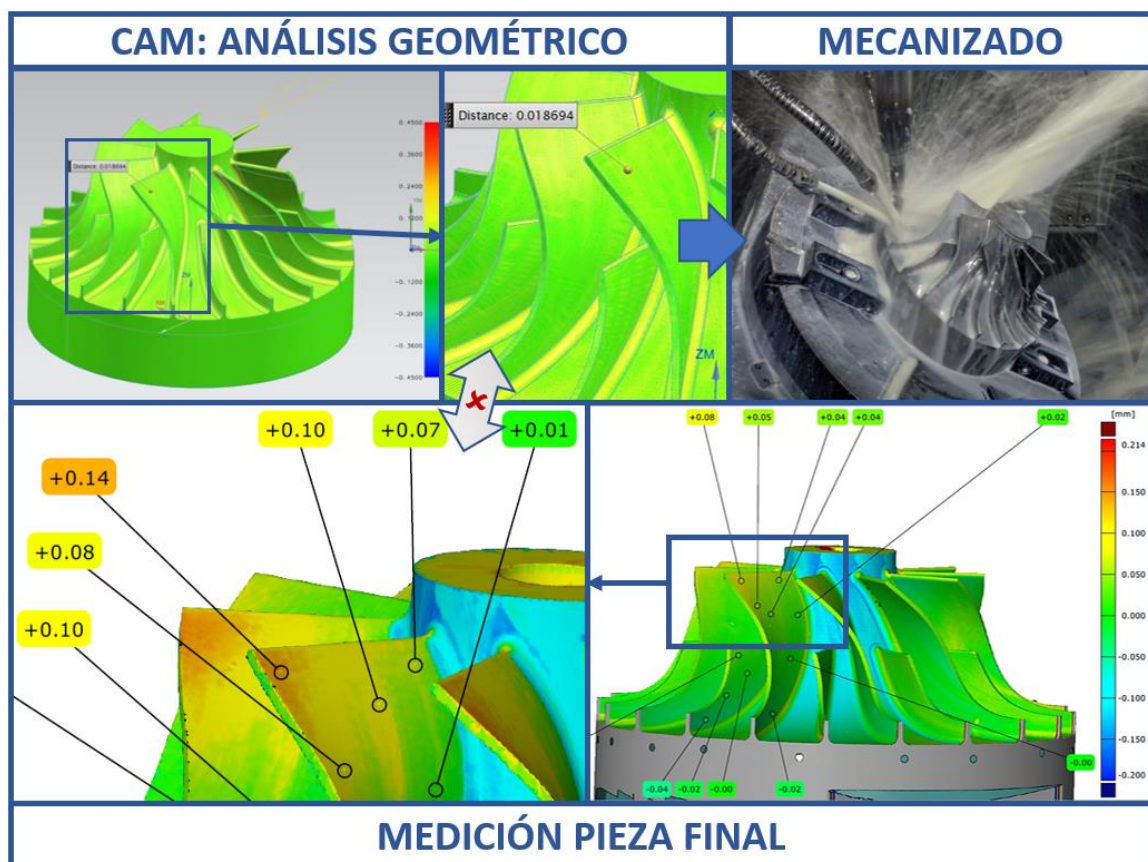


Figura 3. 28 Comparación entre el análisis de arranque de material (CAM) y la medición de la pieza final (imágenes parte inferior)

Se observa gran diferencia en el error cometido entre los álabes y splitters mecanizados con fresado periférico, debido a la mayor curvatura del álabe. Mientras que los errores cometidos en el splitter se encuentran en un rango entre -20 μm y +20 μm , en las zonas con más curvatura del álabe se han cometido errores de hasta 260 μm . Por otro lado, hay que destacar el error cometido en la zona más alta del álabe. Como se muestra en la figura 3.28, existe una desviación

respecto a la superficie final mayor a la que se obtenía de la simulación geométrica del CAM. Este problema se debe a la flexión producida por las fuerzas de corte al mecanizar el lado convexo de la pared (*suction surface*).

3.3. METODOLOGÍA PARA EL MECANIZADO DE IBR-S

Durante la fase experimental se ha comprobado que en el proceso de mecanizado se producen ciertos problemas que son necesarios predecir. Entre los problemas detectados, y centrándose en las operaciones de acabado, podemos citar los siguientes:

- En cuanto a las técnicas de acabado, el point milling es la técnica que menos fuerzas de corte produce, pero el tiempo de mecanizado es elevado. En la operación de flank milling se reduce considerablemente el tiempo de mecanizado, pero la precisión obtenida depende del alabeo de la pared. Mientras que en superficies de poco alabeo (como en los splitters del impeller) el error puede entrar dentro de las tolerancias permitidas, con curvaturas mayores la geometría obtenida se aleja mucho de la superficie objetivo. Las fresas de barril se encuentran en un punto intermedio, y son una solución viable para el acabado de álabes.
- Debido a la esbeltez de los álabes, se puede producir una flexión de la pared que está siendo mecanizada en los puntos más alejados de la base, incluso con la técnica menos agresiva que es el point milling. Como se ha citado en el capítulo del estado del arte, la predicción de fuerzas de corte para operaciones de point milling con fresas de punta esféricas o de flank milling con fresa cilíndrica y cónica es un problema resuelto. Sin embargo, no se ha desarrollado ningún modelo de predicción para fresas de barril.
- La simulación de arranque de material del software CAM, se basa en una geometría de herramienta simplificada, la superficie de revolución envolvente. Aunque en muchas operaciones este cálculo puede ser suficiente, en el caso concreto de la superficie del álabe, estrechamente ligada a la aerodinámica, se echa en falta una predicción más precisa enfocada a la topografía superficial y a la rugosidad. Como se ha visto en el apartado 2.6.2, se han realizado muchos trabajos enfocados a la predicción de topografía y rugosidad superficial. En este sentido falta por abordar el tipo de geometría de fresa de barril.

Por lo tanto, en la metodología utilizada en el mecanizado de IBR-s faltan procesos de análisis que ayuden a predecir el proceso de forma más fiable. Teniendo en cuenta la problemática del proceso y el estado del arte recopilado relativo al mismo, en este trabajo se propone realizar los siguientes aportes para incluir en la metodología:

- Validada la fresa de barril como una alternativa a los procesos de mecanizado de álabe se ha desarrollado un modelo de fuerzas de corte para estas geometrías. Así mismo se propone un modelo predictivo de topografía y rugosidad para estas herramientas de geometría compleja en condiciones estáticas estables (A 3.1 y A 3.3)
- Hay que tener en cuenta, que la carga ejercida en el mecanizado de las fresas de barril se encuentra en un punto intermedio entre el fresado periférico y el mecanizado con fresa esférica. Analizando este problema con una geometría más sencilla, como es la fresa frontal, se ha desarrollado un modelo predictivo de topografía en paredes delgadas teniendo en cuenta el runout de la herramienta y la flexión estática. Un aspecto clave en esta propuesta es el utilizar como herramienta de modelado geométrico el mismo software CAM (A3).

Por lo tanto, con la inclusión de estos indicadores (A3) la metodología propuesta es la siguiente:

Indicadores	Descripción
Verificación de trayectoria	A1.1 Análisis de demasías tras la simulación de arranque de material
	A1.2 Detección de colisiones locales entre pieza y conjunto herramienta-porta
	A1.3 Comprobación de la orientación de herramienta respecto al avance en pieza
	A1.4 Localizar reorientaciones /reposicionamientos bruscos de la herramienta
	A1.5 Verificación de entradas y salidas del material, y los movimientos sin corte
	A2.1 Detectar colisiones globales entre los elementos del volumen de trabajo
	A2.2 Verificar las operaciones de mecanizado en código CNC
	A3.1 Calcular las fuerzas estáticas de corte durante la operación de acabado
	A3.2 Calcular la flexión producida en el álabe
A3.3 Calcular la topografía de la superficie mecanizada	
Evaluación y comparación de operaciones	B1.1 Tiempo total de la operación de mecanizado
	B2.1 Complejidad de configuración de la operación: Definición /creación de geometría
	B2.2 Definición de orientación de la fresa
	B2.3 Flexibilidad en la configuración
	B3.1 Homogeneidad de la superficie resultante tras el desbaste / Ajuste a la geometría final
Verificación del proceso de mecanizado	B4.1 Agresividad de la operación
	C1.1 Medición de los tiempos de mecanizado
	C2.1 Medición del desgaste de Herramienta
	C3.1 Medición de la pieza mecanizada
	C4.1 Acabado superficial

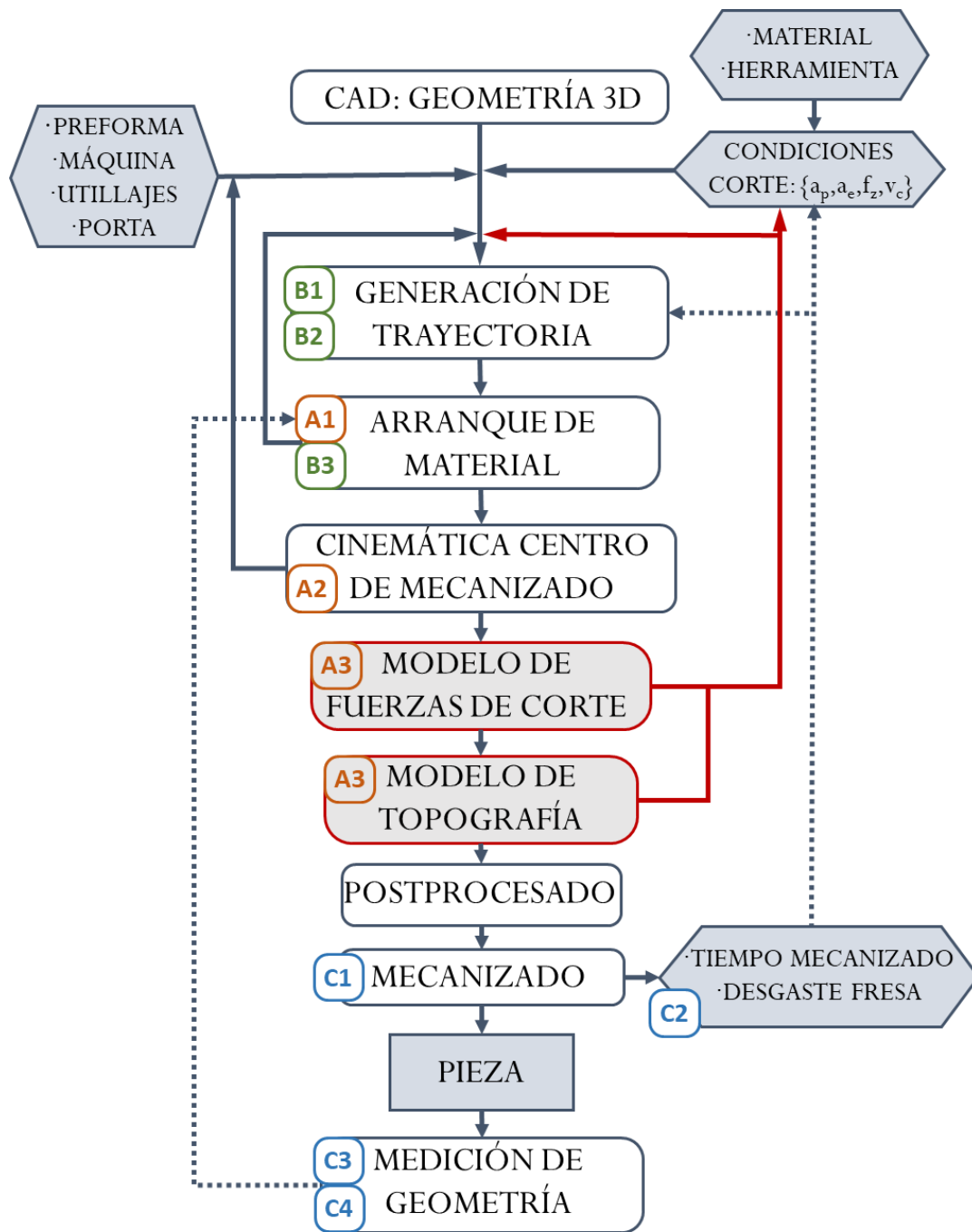


Figura 3. 29 Metodología propuesta para el mecanizado en cinco ejes de IBR-s

CAPÍTULO 4. Modelos de predicción de fuerzas de corte y topografía superficial

4.1. INTRODUCCIÓN

En este capítulo se describe el desarrollo de los modelos de predicción de fuerzas de corte y topografía superficial propuestos para completar una metodología fiable en el proceso de creación de operaciones de fresado en cinco ejes de rotores de álabes integrados. En primer lugar, se describe un modelo de predicción de topografía basado en sustracción de sólidos, y aplicado a procesos de fresado periférico de paredes con fresas cilíndricas considerando la flexión estática de la pieza. Posteriormente, se detallan dos modelos predictivos enfocados a las operaciones de mecanizado en cinco ejes con fresas de barril en condiciones de corte estacionarias. El primero de ellos es un modelo de predicción de la topografía y la rugosidad de la superficie mecanizada. Por otro lado, se ha desarrollado un modelo mecánico de fuerzas de corte, basado en la discretización de los filos de corte de la herramienta.

4.2. MODELO DE PREDICCIÓN DE TOPOGRAFÍA EN FRESADO PERIFÉRICO CONSIDERANDO LA FLEXIÓN ESTÁTICA DE LA PARED

Con el objetivo de simular la topografía de la superficie de mecanizado, se ha utilizado un nuevo enfoque: apoyarse en la potencialidad de las herramientas de modelado sólido de la aplicación CAD NX. Partiendo de la problemática del fresado de álabes de IBR-s, se ha seleccionado un proceso de fresado periférico de paredes delgadas utilizando fresas cilíndricas frontales de dientes helicoidales. El modelo de sustracción de sólidos desarrollado se basa en combinar la geometría real de la herramienta y su cinemática. Conocidas la posición relativa entre pieza y fresa, se calcula el volumen de intersección entre ambos. Eliminando este volumen de la superficie de la pieza se obtiene la geometría superficial resultante. En el caso del fresado de piezas flexibles se requiere una etapa previa para calcular el equilibrio cuasiestático entre las fuerzas de corte y la fuerza de restitución de la pared. En la figura 4.1 se puede ver el esquema global del modelo, con los diferentes cálculos que se realizan. El algoritmo se ha programado en lenguaje Visual Basic en el módulo NX open. Este entorno contiene un conjunto de API-s (*Application Programing interface*) que permiten crear aplicaciones personalizadas utilizando diferentes lenguajes de programación.

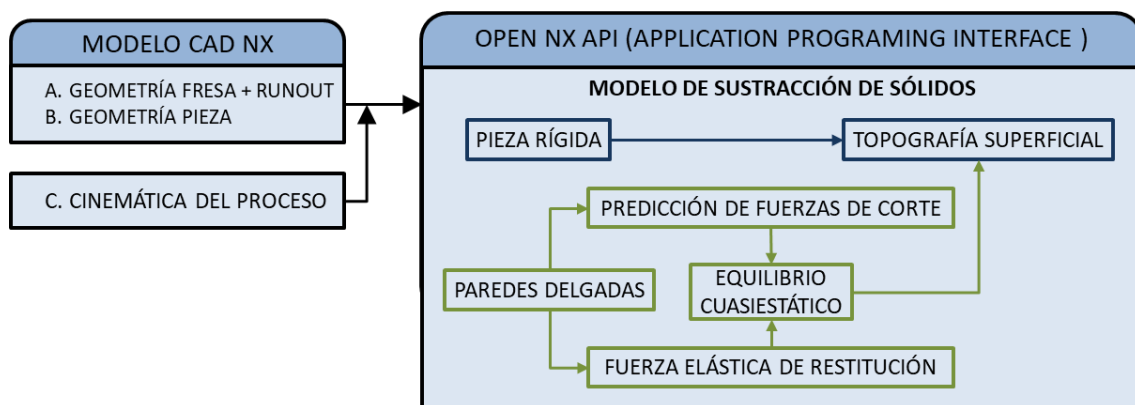


Figura 4. 1 Representación esquemática del proceso de simulación virtual

4.2.1 Modelizado de la geometría de la herramienta y el runout

Los sólidos 3D de la fresa frontal de dientes helicoidales y la pared a mecanizar se han dibujado en el módulo CAD de NX. En la geometría de la herramienta de corte se ha incluido el error de runout. Este error se representa de manera global como un desplazamiento paralelo del eje

de la herramienta respecto al eje del husillo más una desviación angular τ entre ambos. En la figura 4.2a se representan las posiciones real e ideal de la herramienta para una altura $z=0$. La posición ideal se define mediante el sistema de coordenadas de ejes X_T , Y_T y Z_T , tomando como referencia de X_T el primer filo de corte ($i=1$) y coincidiendo Z_T con el eje del husillo. El eje real está contenido en el plano de tilt, inclinado un ángulo τ con el eje Z_T . Este plano de tilt es perpendicular al plano $X_T Y_T$ y forma un ángulo λ con el plano $X_T Z_T$ (ver figuras 4.2b/c).

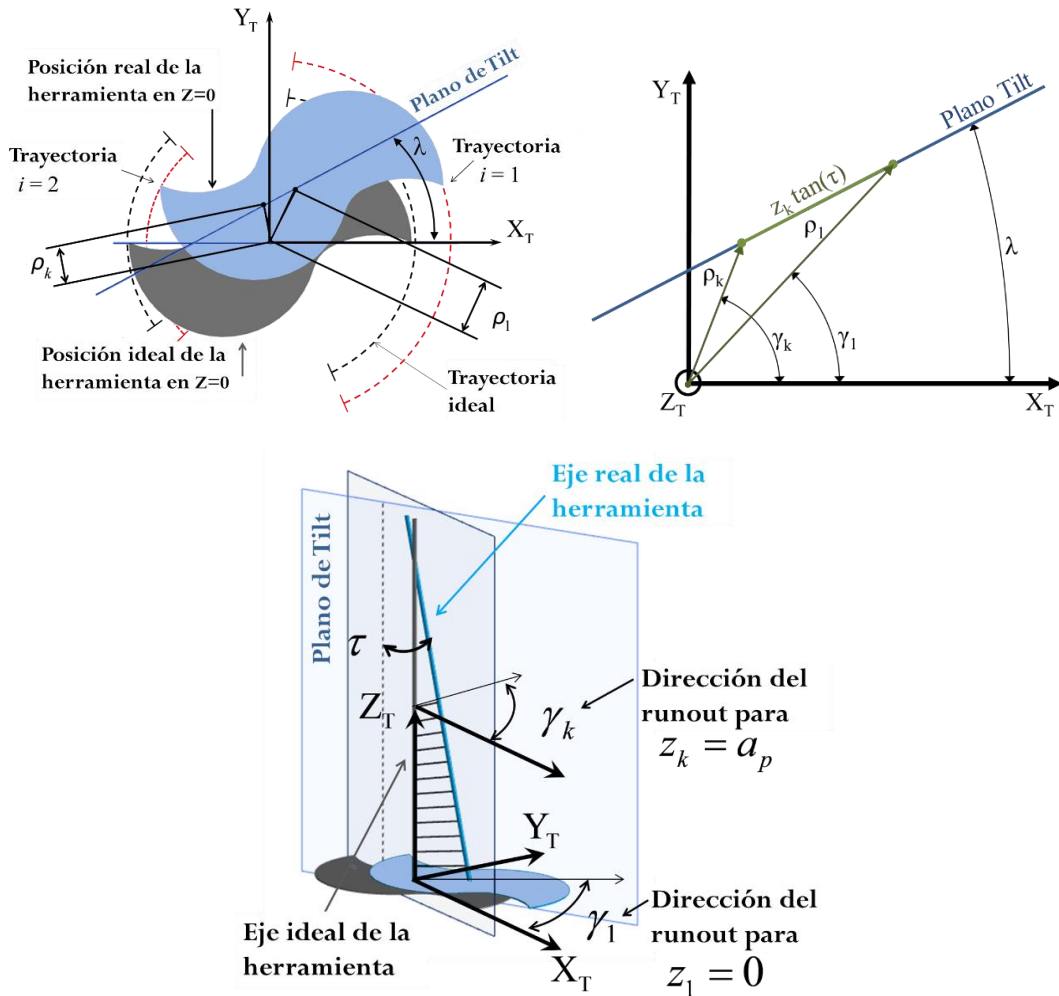


Figura 4. 2 Representaciones de los ejes ideal y real de la herramienta

La posición de un punto del eje real de la herramienta que corta al plano $X_T Y_T$, se puede definir en coordenadas polares utilizando la distancia al origen ρ_1 y el ángulo que forma el vector ρ_1 con el eje de referencia X_T . Al discretizar la herramienta a lo largo del eje en $k = 1, 2, 3, \dots, m$ elementos, se pueden calcular el valor del runout ρ_k y la orientación a lo largo del eje Z_T γ_k , a partir de los valores de las coordenadas del eje real de la herramienta x_k y y_k :

$$\rho_k = \sqrt{x_k^2 + y_k^2} \quad (4.1)$$

$$\gamma_k = \tan^{-1}(y_k/x_k)$$

siendo,

$$x_k = \rho_1 \cos(\gamma_1) - z_k \tan(\tau) \cos(\lambda) \quad (4.2)$$

$$y_k = \rho_1 \sin(\gamma_1) - z_k \tan(\tau) \sin(\lambda)$$

La variación del módulo y la dirección del vector ρ a lo largo del eje z da lugar a que la trayectoria real de cada filo de corte sea diferente en cada nivel k . Si la herramienta tiene un número $i=1, 2, 3 \dots z_n$ de filos de corte, el radio de la trayectoria de cada filo para cada nivel k se puede calcular mediante la ecuación 4.3:

$$r_{i,k} = \sqrt{\left(x_k + \frac{D}{2} \cos\left(2\pi \frac{i-1}{z_n} + \psi_k\right)\right)^2 + \left(y_k + \frac{D}{2} \sin\left(2\pi \frac{i-1}{z_n} + \psi_k\right)\right)^2} \quad (4.3)$$

donde ψ_k es el desfase angular de la sección k respecto de la posición de referencia $z=0$, debido al ángulo de hélice de la herramienta i_o :

$$\psi_k = \frac{2 z_k \tan(i_o)}{D} \quad (4.4)$$

De cara a ilustrar esta variación del radio de la trayectoria del filo de corte, se utilizarán los datos de una medición de la geometría de un ensamblaje herramienta-portaherramienta:

Tabla 4. 1 Parámetros de runout medidos para un binomio fresa-portaherramientas

Parámetro	Símbolo	Magnitud	Unidades
Diámetro	D	16	mm
Filos de corte	z_n	2	
Runout en la punta de la herramienta (nivel $k = 1$)	ρ_1	34.06	μm
Dirección del runout (nivel $k = 1$)	γ_1	100.22	$^\circ$
Posición angular del plano de tilt	λ	115.55	$^\circ$
Ángulo de tilt	τ	0.0196	$^\circ$

Teniendo en cuenta los datos medidos en este ensamblaje, en la figura 4.3 se muestra la variación de radio de los dos filos de corte a lo largo de la profundidad de corte en función del ángulo de hélice de la fresa. Se puede comprobar como los ángulos mayores acentúan la variación de radio respecto al valor nominal.

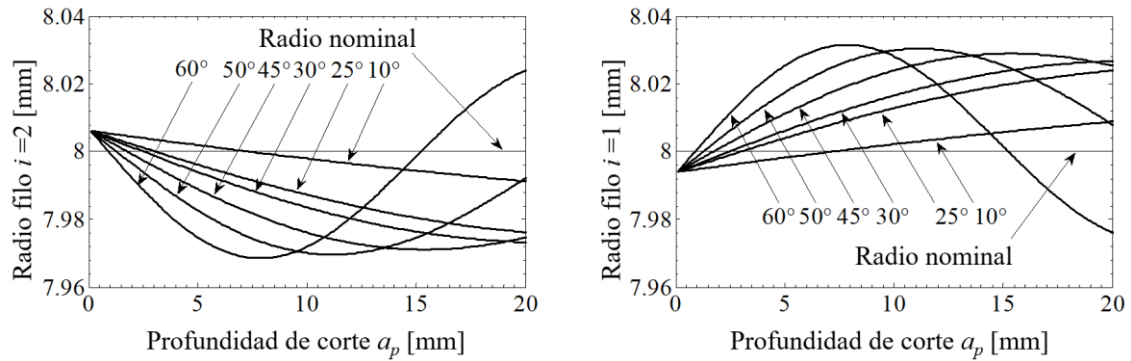


Figura 4. 3 Variación del radio a lo largo de la profundidad de corte para diferentes ángulos de hélice

4.2.2 Predicción de la superficie topográfica en condiciones de alta rigidez

Tal y como se ha comentado, se ha aprovechado el potencial de las herramientas de modelado sólido contenidas en software CAD/CAM NX desarrollado por Siemens[®]. Este software permite crear aplicaciones propias utilizando lenguaje de programación. El modelo de fresado periférico desarrollado consiste en simular las condiciones cinemáticas introduciendo operaciones para desplazar (velocidad de avance) y rotar (velocidad de giro) sólidos, y realizar operaciones booleanas de resta entre los sólidos de fresa y pieza.

El tiempo de simulación se ha discretizado teniendo en cuenta la velocidad de giro de la herramienta y la forma esperada de la ondulación de la rugosidad. Tras unos primeros ensayos de comprobación, se ha determinado que para definir correctamente la topografía superficial se requieren al menos seis pasos angulares para un arco de circunferencia cuya cuerda es igual al avance por diente f_z . De esta manera, la pieza mecanizada es actualizada para cada sexta parte de la onda de rugosidad.

Como resultado final del proceso de mecanizado virtual se obtiene la topografía superficial de la pieza. En la figura 4.4 se muestran las topografías de un caso ideal y con runout en la herramienta, representadas según una banda cromática, en la cual los colores negro y azul representan los niveles más bajos, y el blanco y el rojo los más altos. Suponiendo que la herramienta de corte y la pieza son suficientemente rígidas para despreciar la deformación causada por las fuerzas de corte, la topografía resultante de la superficie es debida solamente a la consecuencia de la combinación entre la geometría de la herramienta y los parámetros de runout.

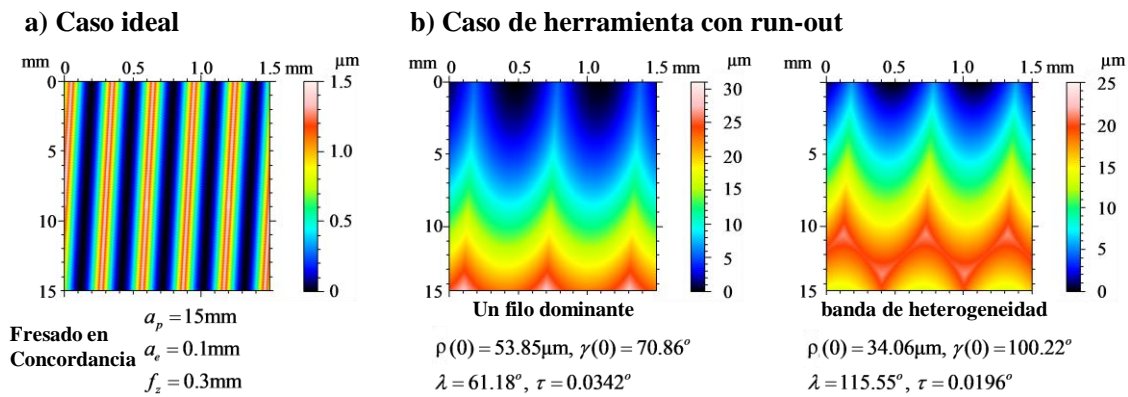


Figura 4. 4 Simulación de topografía a) concentricidad ideal de la fresa, b) con runout

Para ilustrar este caso, por simplicidad se ha considerado simular una operación de fresado periférico con una fresa de dos filos. Idealmente, las marcas dejadas en la superficie mecanizada mantendrían una separación constante a lo largo de la profundidad de corte, de valor igual al avance por diente (ver figura 4.4a). Sin embargo, la variación de diámetro debida al runout da lugar a un dominio diferente de cada filo. En las figuras 4.4b se pueden observar los dos tipos de superficie generadas debido al runout de herramienta. En el primer caso, la superficie es generada por un único filo, mientras que en el segundo caso cada filo es dominante en una zona de profundidad diferente, existiendo un intervalo de heterogeneidad entre ambas zonas. En las dos imágenes de la derecha (figuras 4.4b) se puede observar como el error de forma aumenta comparado con el caso ideal (figura 4.4a). Mientras que, en el caso ideal, la topografía esperada no debería alcanzar una variación de más de $2\ \mu\text{m}$ entre picos y valles, se puede observar cómo una magnitud de desviación en la punta de la herramienta (ρ_1) de entre 35 y $55\ \mu\text{m}$, deja errores de forma con variaciones máximas entre picos y valles de 25 y $30\ \mu\text{m}$, respectivamente.

En la figura 4.5 se pueden diferenciar las diferentes zonas cuando se produce un intervalo de heterogeneidad:

- **Zona 1:** las trayectorias de rugosidad transversal están definidas solo por el filo 1. En esta área las marcas de superficie se mantienen a una distancia igual al doble del avance por diente.
- **Zona 2:** se produce una transición donde el filo 1 pierde gradualmente el dominio sobre el patrón de rugosidad, mientras que la influencia del filo 2 va aumentando. La distancia entre picos alcanza un mínimo igual al avance por diente. A partir de este punto, el

efecto del filo de corte 1 gradualmente va desapareciendo hasta que el predominio del filo 2 es claro y se produce la zona 3.

- **Zona 3:** la superficie resultante es mecanizada por el filo de corte 2, por lo que la distancia entre picos vuelve a ser el doble del avance por diente.

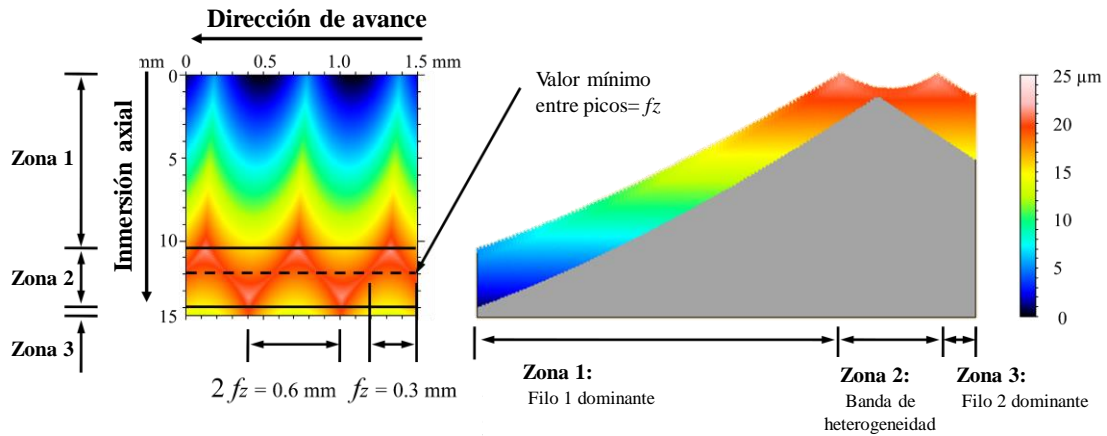


Figura 4. 5 Descripción morfológica de las bandas de heterogeneidad

4.2.3 Predicción topográfica de la superficie considerando la flexión estática de la pared

Si se debe fresar una pieza de trabajo flexible como los álabes de un IBR, es necesario completar el procedimiento presentado en la figura 4.1. Debido a la naturaleza flexible de la pared delgada, durante el proceso aparecen vibraciones forzadas, así como también una deflexión estática. Dependiendo de la proporción entre la frecuencia de corte y sus armónicos y las frecuencias naturales del álabe, la amplitud de las vibraciones será significativa o no en comparación con la deflexión estática. En el presente trabajo se ha supuesto que las condiciones de corte utilizadas permiten despreciar el desplazamiento debido a la vibración forzada en comparación con la deflexión estática. Por lo tanto, para calcular la deflexión cuasiestática de la pared, se requiere agregar una etapa previa en el procedimiento que implica calcular un equilibrio entre las fuerzas de corte y la fuerza de restitución elástica que aparece en la pieza deformada.

Para calcular las fuerzas de corte que actúan sobre la pared, se ha utilizado un modelo lineal mecánico, discretizando los fillos de corte en la dirección z , calculando la inmersión radial

para cada sección y sumando la contribución a la fuerza de todas las secciones y los fillos de corte.

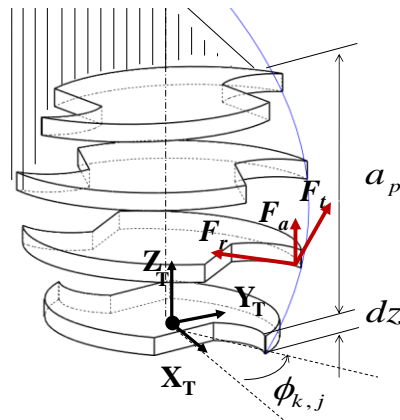


Figura 4. 6 Representación esquemática de la discretización de la herramienta

Teniendo en cuenta que la dirección Z_T coincide con el eje del husillo, y la dirección X_T con la dirección de avance de la herramienta, la fuerza sobre la pared delgada en la dirección Y_T se calcula en función de las fuerzas de corte radiales y tangenciales, F_t y F_r (ver figura 4.6):

$$F_y(\phi_j) = \sum_{k=1}^{z_p} \int_0^{a_p} \left[K_{tc} h(\phi_{k,j}) + K_{te} \right] \sin(\phi_{k,j}) - \left[K_{rc} h(\phi_{k,j}) + K_{re} \right] \cos(\phi_{k,j}) dz \quad (4.5)$$

Donde $\phi_{k,j}$ es la posición angular de la k -ésima sección del filo de corte j , a_p la profundidad de corte axial, h el espesor de la viruta y K_{tc} , K_{rc} , K_{te} y K_{re} son los coeficientes de corte de cizalladura y de fricción tangenciales y radiales respectivamente. Estos coeficientes de corte han sido identificados realizando test experimentales a diferentes condiciones de corte. En el apartado 4.3.3 y 5.3.3 se profundizará en el desarrollo, caracterización y validación de un modelo de fuerzas de corte mecánico para el caso más complejo y general de una fresa de barril.

Con respecto a la inmersión radial de la herramienta, el ángulo de entrada ϕ^t , y el ángulo de salida ϕ^{ex} se suelen definir con respecto al sistema de coordenadas $X_T Y_T Z_T$, tal y como se indica en la figura 4.7. Debido al runout existe una desviación radial de las trayectorias de los fillos de corte, lo que conlleva a que la inmersión radial sea diferente al de una herramienta sin runout. Por lo tanto, también varían los ángulos de entrada y salida para cada filo de corte i en cada sección k a lo largo de la profundidad de corte axial. Para ilustrar esto, en la Figura 4.7 se muestra el cambio en la inmersión radial causado en una sección k , debido a un runout en el

eje Y_T . La influencia del runout en los ángulos de entrada y salida en cada sección se muestra en la Tabla 4.2.

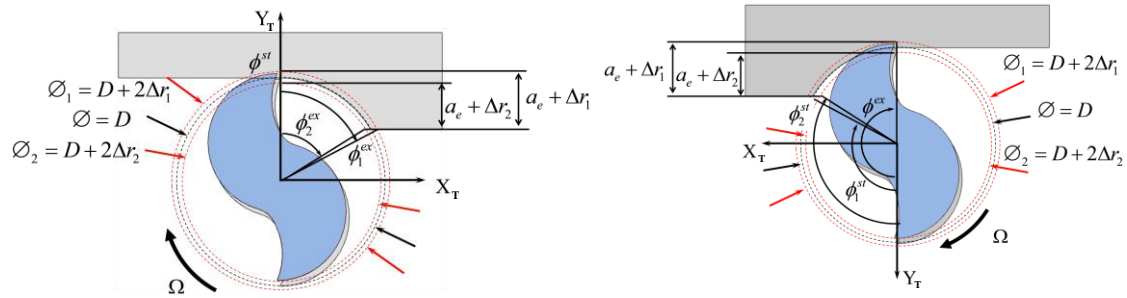


Figura 4. 7 Representación de los límites de inmersión radial con y sin runout

Tabla 4. 2 Ángulos de entrada y salida para herramienta con y sin runout

sin runout		
	Fresado en oposición	Fresado en concordancia
ϕ^{st}	0	$\pi - \cos^{-1}\left(1 - 2\frac{a_e}{D}\right)$
ϕ^{ex}	$\cos^{-1}\left(1 - 2\frac{a_e}{D}\right)$	π
con runout		
	Fresado en oposición	Fresado en concordancia
$\phi_{i,k}^{ex}$	0	$\pi - \cos^{-1}\left(1 - 2\frac{a_e + \Delta r_{i,k}}{D + 2\Delta r_{i,k}}\right)$
$\phi_{i,k}^{st}$	$\cos^{-1}\left(1 - 2\frac{a_e + \Delta r_{i,k}}{D + 2\Delta r_{i,k}}\right)$	

Si se considera un comportamiento cuasiestático de la pared esbelta, y los desplazamientos se calculan siguiendo la teoría clásica de vigas, la fuerza elástica debida a la pared que intenta recuperar la posición de deflexión cero, puede calcularse usando la ecuación de una viga empotrada en un extremo y libre en el otro [Young et al., 2011]:

$$F(\delta y) = \frac{6EI\delta y}{2L^3 - 3L^2a + a^3} \quad (4.6)$$

que es función del módulo de Young E, la inercia de la sección I, la longitud de la pared L, la deflexión máxima δy y la longitud a la que ocurre el contacto entre la herramienta y la pared a (ver figura 4.8):

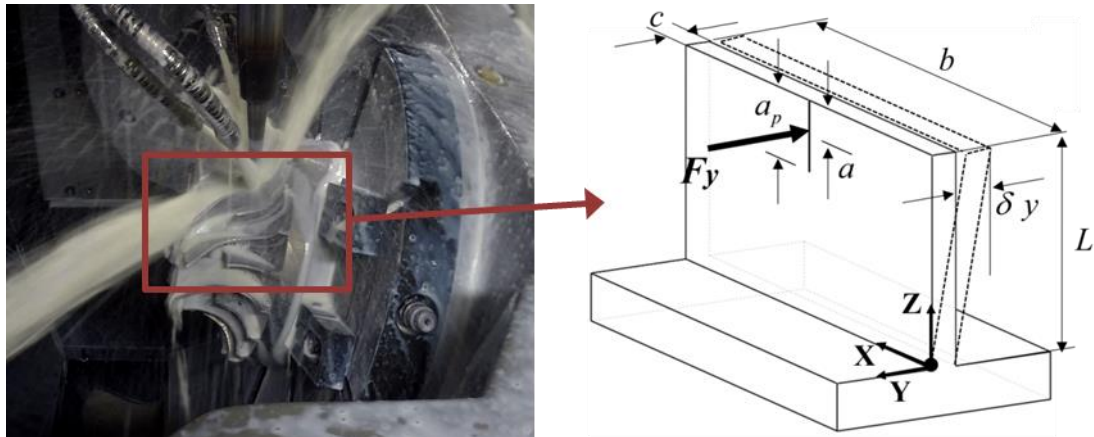


Figura 4. 8 Mecanizado de un álabe de impeller. Teoría de vigas aplicada a una pared delgada

El procedimiento para encontrar el equilibrio entre las fuerzas de corte y la fuerza de restitución de la pared se muestra en el siguiente diagrama:

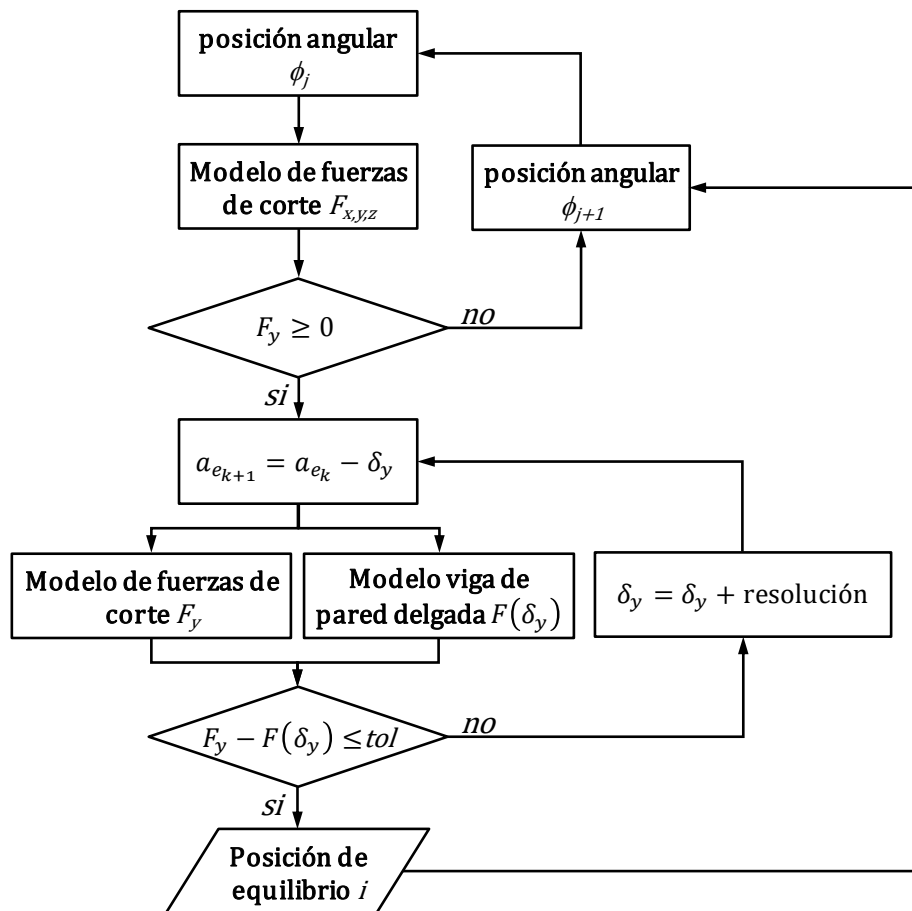


Figura 4. 9 Diagrama de equilibrio cuasiestático en fresado periférico de paredes delgadas

Inicialmente se predicen las fuerzas para cada posición de discretización angular utilizando el modelo de fuerzas mecánico para una inmersión radial ideal. Sin embargo, como la pared se desvía debido a las fuerzas de corte, es necesario calcular la profundidad de corte radial real.

Para realizar este cálculo, se utiliza un algoritmo iterativo que comienza a aumentar progresivamente la deflexión de la pared δy en $1\mu\text{m}$ cada nuevo paso de recalculación de la inmersión radial. Por lo tanto, por un lado, se vuelven a calcular las fuerzas de corte y, por otro lado, se calcula también la fuerza de restitución elástica de la pared delgada modelada como una viga. Cuando la diferencia entre la fuerza de corte y la fuerza de restitución elástica permanece por debajo de una tolerancia especificada, se completa el equilibrio y se analiza la siguiente posición angular; de no cumplirse esta condición, se aumenta de nuevo la deflexión.

4.3. MODELOS DE PREDICCIÓN PARA EL MECANIZADO EN CINCO EJES CON FRESAS DE BARRIL

El fresado periférico con herramientas de flanco recto, como las fresas cilíndricas o cónicas, es aplicable al semiacabado y acabado de álabes reglados, obteniéndose una gran reducción de tiempo de mecanizado. Sin embargo, tiene dos importantes limitaciones: a) A medida que aumentan la curvatura de la superficie reglada y el radio de la herramienta, aumenta también el error cometido en el mecanizado de la superficie; por otro lado, b) la profundidad axial del corte es igual a la altura del álabe, por lo que se producen unas fuerzas de corte muy superiores al acabado con fresa esférica.

Las nuevas geometrías de fresa de barril se encuentran en un punto intermedio de las características de ambas geometrías. Una de las ventajas respecto a las fresas de geometría recta en el contacto, es que no requiere que la superficie mecanizada sea reglada. Por otro lado, su elevado radio en el flanco permite arrancar en cada pasada más material que las fresas esféricas del mismo tamaño. Esta elevada profundidad axial se compensa con una inmersión radial reducida, dando lugar comparativamente a fuerzas de corte más suaves y menores rugosidades superficiales.

En este apartado se detallan los modelos desarrollados para predecir la topografía de la superficie y las fuerzas de corte en operaciones de acabado en cinco ejes con fresas de barril. En ambos casos, se han utilizado condiciones de corte estables y se han mecanizado paredes de gran rigidez, es decir, no se consideran los modos dinámicos o la deflexión de pieza y herramienta.

4.3.1 Modelo geométrico de la fresa de barril

Para particularizar la forma específica del filo, Engin y Altintas caracterizaron la geometría del filo principal de corte de una herramienta enteriza [Engin y Altintas, 1999], dividiendo el contorno en tres áreas diferentes (figura 4.10), OM (conicidad en la punta), MN (arco) y NS (flanco), en función de 7 parámetros: diámetro D , radio del arco R , altura y distancia radial al centro del arco R_z y R_r , ángulo de conicidad en la punta α , ángulo de conicidad en el flanco β y altura máxima del filo h . En el caso de los nuevos diseños de fresa de barril (figura 4.1), no existen zonas cónicas, y si un arco (MN) (que sería la punta esférica) y un flanco (NS) de radio variable $r(z)$. Por lo tanto, se necesitan tres parámetros geométricos. En primer lugar, el diámetro D_2 (o el radio R_2), el cual representa la curva envolvente y cuyo centro de curvatura, en la fresa de estudio, está situado en el plano medio (XY). Por otro lado, el parámetro D coincide con el diámetro del mango de la herramienta y está situado en el plano XY. Por último, se tiene el ángulo de hélice i_0 con el que se esculpen los filos de la superficie lateral de la herramienta. Los parámetros α , β , R_z y R_r (figura 4.10) no tienen sentido para este tipo de herramienta. El radio R en la punta la herramienta (región MN) es de escaso interés, ya que esta herramienta no está destinada a operaciones de fresado en point milling.

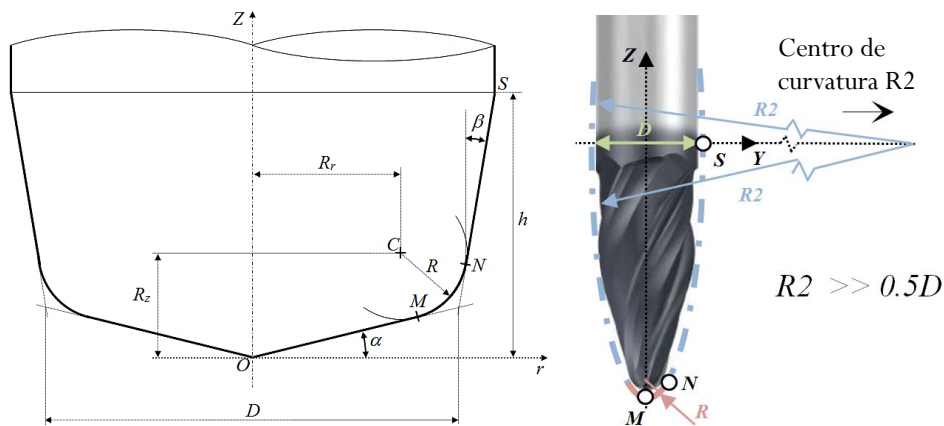


Figura 4. 10 Parametrización geométrica de herramienta general y aplicados a una fresa de barril

Tanto en el modelo de predicción de topografía como en el de cálculo de las fuerzas de corte, se necesitan las expresiones analíticas de la geometría de barril. Las herramientas cilíndricas están talladas con un ángulo de hélice constante i_0 debido a que el diámetro no varía a lo largo de su longitud. Desarrollando la hélice de un perfil cilíndrico, la altura z se puede escribir en función del ángulo de hélice y el ángulo de desfase radial:

$$z = \frac{D/2 \cdot \psi}{\tan(i_0)} \quad (4.7)$$

y por lo tanto el ángulo de desfase radial $\psi(z)$ queda igual a:

$$\psi = \frac{z \cdot \tan(i_0)}{D/2} \quad (4.8)$$

Sin embargo, las herramientas de perfil no cilíndrico proyectan el ángulo de hélice sobre un perfil variable $r(z)$ que conduce a un ángulo local no constante. En este caso, se define un ángulo de hélice local $i(z)$ en función de la altura Z como:

$$i(z) = \tan^{-1} \left(\frac{r(z)}{D/2} \tan(i_0) \right) \quad (4.9)$$

Para una fresa de barril el valor de $r(z)$, referido al eje de la herramienta, es igual a:

$$r(z) = \sqrt{(0.5D)^2 - z^2} - 0.5 \cdot (D - D) \quad (4.10)$$

Del mismo modo, el ángulo de inmersión axial $\kappa(z)$ a esta altura se escribe como:

$$\kappa(z) = \sin^{-1} \left(2 \sqrt{(0.5D)^2 - z^2} / D \right) \quad (4.11)$$

Introduciendo en la ecuación 4.7 un ángulo de hélice y un radio dependientes de z , se obtiene:

$$z = \frac{r(z) \cdot \psi}{\tan(i(z))} \quad (4.12)$$

Teniendo en cuenta que el movimiento de operaciones en cinco ejes está generado por tres grados de libertad de traslación (XYZ) y dos de rotación (CA), se pueden definir cuatro sistemas de referencia: 1) **XYZ**, definido por los ejes cartesianos del centro de mecanizado; 2) **f_cn**, donde **f** es la dirección tangente a la trayectoria que sigue la herramienta, **c** representa la dirección radial de inmersión y **n** la dirección binormal, 3) **xyz**, el sistema de referencia de la herramienta; 4) **tra**, el sistema local a lo largo del filo de corte. Mediante la definición de dos giros es posible calcular la rotación que realiza el sistema **xyz** respecto al **f_cn**. Por un lado, el giro denominado *lead angle* representa la rotación de la herramienta respecto al eje **c** en el plano **fn** (ver figura 4.11), es decir una inclinación de la herramienta en la dirección del avance. Por

otro lado, el giro *tilt angle* se define como la rotación respecto al eje f en el plano cn , es decir la inclinación lateral de la herramienta respecto al avance. La conversión entre los ejes fcn y xyz se realiza mediante la matriz de transformación \mathbf{TL} :

$$\mathbf{TL} = \begin{bmatrix} \cos(\text{lead}) & 0 & \sin(\text{lead}) \\ \sin(\text{tilt}) \cdot \sin(\text{lead}) & \cos(\text{tilt}) & -\sin(\text{tilt}) \cdot \cos(\text{lead}) \\ -\cos(\text{tilt}) \cdot \sin(\text{lead}) & \sin(\text{tilt}) & \cos(\text{tilt}) \cdot \cos(\text{lead}) \end{bmatrix} \quad (4.13)$$

En el modelo de fuerzas, también se necesita realizar una transformación entre los ejes local y general de la herramienta (apartado 4.3.3). Para ello, se utiliza la matriz de transformación \mathbf{T} , definida a partir del ángulo de rotación φ y del ángulo de inmersión axial $\kappa(z)$ de la posición del punto del filo:

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} -\cos \varphi & -\sin \kappa(z) \cdot \sin \varphi & -\cos \kappa(z) \cdot \sin \varphi \\ \sin \varphi & -\sin \kappa(z) \cdot \cos \varphi & -\cos \kappa(z) \cdot \cos \varphi \\ 0 & \cos \kappa(z) & -\sin \kappa(z) \end{bmatrix} \quad (4.14)$$

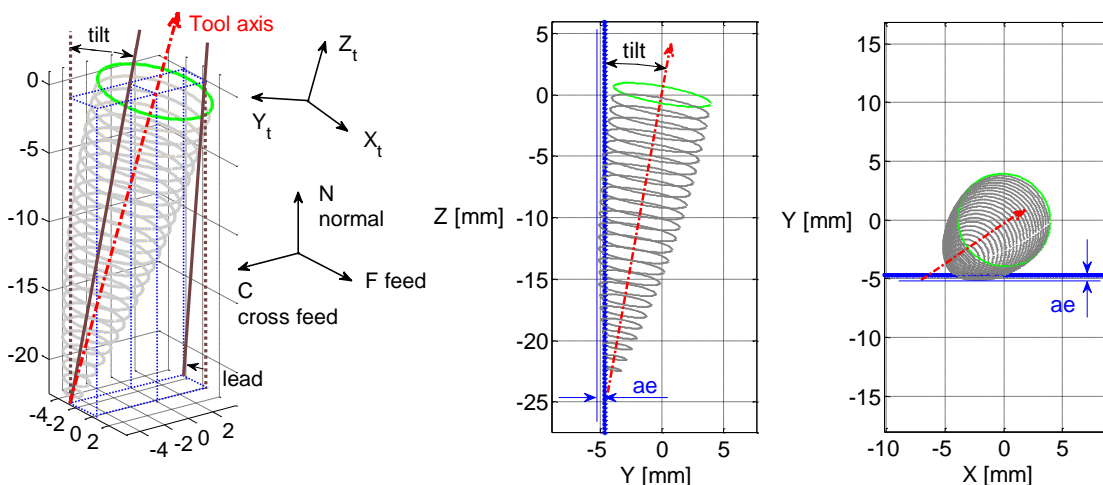


Figura 4. 11 Posicionamiento de la fresa con los ángulos lead y tilt

4.3.2 Modelo de predicción de la topografía y etapa de simulación teórica

Definida la geometría, el modelo de predicción de topografía y rugosidad superficial, simula el proceso de fresado en el dominio del tiempo introduciendo las trayectorias de los puntos de los filos de corte y resolviendo la intersección con la pieza de trabajo. La posición de la herramienta se conoce en cada paso, por lo que es posible simular con precisión la superficie de trabajo real. Como parámetros de entrada al modelo se definen: la velocidad del husillo S , el avance por diente f_z , las profundidades de corte radial a_e y axial a_p , el número de dientes z y

los ángulos tilt y lead de inclinación. También se fijan los parámetros de simulación incluyendo: el número de períodos T , los pasos axiales (discos de discretización en la dirección axial de la herramienta), los pasos angulares, los vectores z y $r(z)$ (definición del contorno de la herramienta), el tipo de operación de fresado, y la matriz de runout.

El vector $r(\phi, j, z)$ permite definir la posición de los elementos de cualquiera de los j filos, utilizando la posición angular ϕ , el radio local $r(z)$ (ec. 4.10), y la altura z (ec. 4.12):

$$\mathbf{r}(\phi, j, z) = (\mathbf{r}(z) + \mathbf{R}_o(j, z)) \cdot (\sin \phi_j \mathbf{i} + \cos \phi_j \mathbf{j}) + z \mathbf{k} \quad (4.15)$$

Donde las componentes x, y y z son $x = r(z) \sin \phi_j$, $y = r(z) \cos \phi_j$, y $z = z$, y \mathbf{R}_o es la matriz de runout, que permite introducir la excentricidad variable de cada filo a lo largo del eje z . En el apartado 5.3.1 se describe como se ha realizado la medición del runout de la herramienta y como se ha incluido esta variable en el modelo.

Utilizando esta información, se calcula la posición de los puntos del filo de la herramienta, realizando la transformación sucesiva entre sistemas de coordenadas (matriz 4.13). Teniendo en cuenta la inmersión radial se calculan los puntos que se encuentran dentro del volumen de la pieza. Esta operación se repite secuencialmente para cada filo y durante un determinado número de periodos. La superficie mecanizada es la formada por los tramos más extremos de las trayectorias que siguen los puntos de cada filo. Mediante un algoritmo se compara la coordenada y (la dirección perpendicular al avance) de los puntos de las trayectorias en cada disco axial, almacenándose los puntos que forman la curva envolvente. En la figura 4.12 se pueden observar las trayectorias que siguen los puntos de los diferentes filos de la herramienta (magenta) y la evolvente (negro) para varios discos axiales.

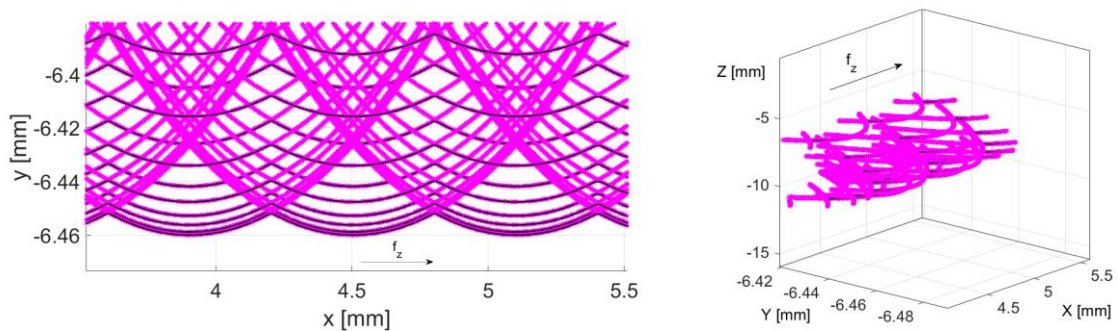


Figura 4.12 Trayectorias de los puntos del filo (magenta) y la evolvente (negro) para varios discos axiales

Las curvas envolventes de cada nivel en z , y los puntos pertenecientes a estas, son utilizadas para calcular la superficie resultante de la pieza, y la rugosidad en un plano XY como:

$$R_a = \frac{\sum_{i=1}^k |y_i - \bar{y}|}{k} \quad (4.16)$$

Donde k es el número de puntos utilizados para definir la longitud de mecanizado. Mediante este cálculo es posible obtener una estimación de la mínima rugosidad que se puede alcanzar en ausencia de vibraciones dinámicas. En la figura 4.13 se muestra el resultado de una simulación preliminar, siendo la dirección x la de avance de la herramienta, y la dirección perpendicular a la superficie mecanizada, y z la dirección paralela a la superficie de la pieza mecanizada.

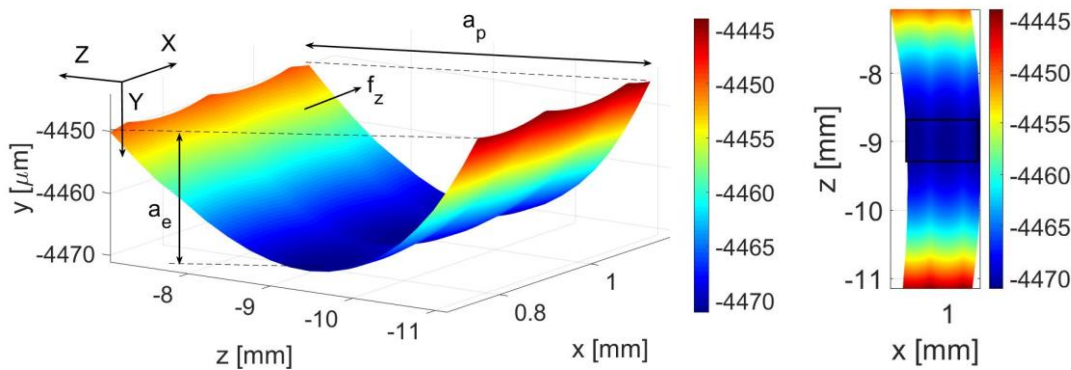


Figura 4. 13 Vistas 3D y superior de la superficie resultante de una simulación

Se han utilizado las simulaciones previas a la validación experimental del modelo para analizar los principales parámetros geométricos de las fresas de barril: el diámetro de la herramienta (D), el radio del flanco ($R2$) y el ángulo de hélice (i_0). En el estudio realizado se han fijado las siguientes condiciones de corte: un avance por diente $f_z = 0.2$ mm, una profundidad radial $a_e = 0.3$ mm y una velocidad de giro $S = 4,000$ rpm. Se han utilizado unos ángulos de tilt y lead de 6° y 0° respectivamente. Tal y como se muestra en la figura 4.10, el origen del sistema de coordenadas se ha fijado en la horizontal del centro de curvatura del contorno. De esta manera, los filos de corte de la herramienta se sitúan en coordenadas z negativas.

Efecto del diámetro de la herramienta (D): En la tabla 4.3 se presentan los parámetros geométricos y los valores de rugosidad obtenidos en la simulación (calculada en el punto de mayor profundidad de la superficie mecanizada). En la figura 4.14 se pueden observar la variación de la rugosidad a lo largo del eje z y el perfil de rugosidad en la dirección de avance para el punto

más profundo. En la primera gráfica se pueden ver algunas fluctuaciones en las curvas debido a una discretización gruesa. Si se reducen los pasos angulares y axiales, se obtienen resultados más finos. En este caso, los parámetros de simulación se consideran satisfactorios para obtener una tendencia de la variación de la rugosidad. La mejor rugosidad superficial se logra para el diámetro de herramienta más grande. El peor acabado superficial se encuentra en la parte inferior de la herramienta, debido a que $r(z)$ se va reduciendo.

Tabla 4. 3 Condiciones y rugosidad calculada en el análisis de variación del diámetro de herramienta

D	$R2$	Número de dientes	i_0 [°]	R_a [μm]
8	90	3	30	0.37
12	90	3	30	0.23
20	90	3	30	0.13

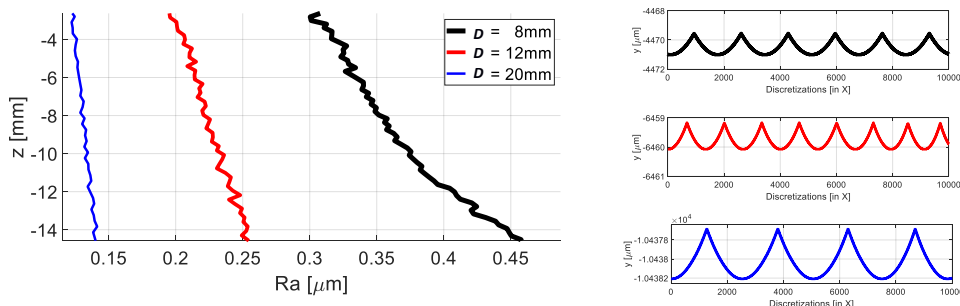


Figura 4. 14 Rugosidad a lo largo del eje z y perfil de rugosidad en la dirección de avance variando D

Efecto del radio de flanco ($R2$): Al igual que en el estudio anterior se presentan en la tabla 4.4 y la figura 4.15 los resultados de las simulaciones de rugosidad. En este caso se pueden observar las siguientes tendencias: 1) Existe una alta variabilidad entre las rugosidades R_a para los diferentes casos; 2) A medida que aumenta el radio $R2$ del flanco, aumenta la diferencia de rugosidad entre la parte superior e inferior de la pasada.

Tabla 4. 4 Condiciones y rugosidad calculada en el análisis de variación del radio de flanco ($R2$)

D	$R2$	Z	i_0 [°]	R_a [μm]
8	90	3	30	0.37
8	125	3	30	0.39
8	250	3	30	0.51

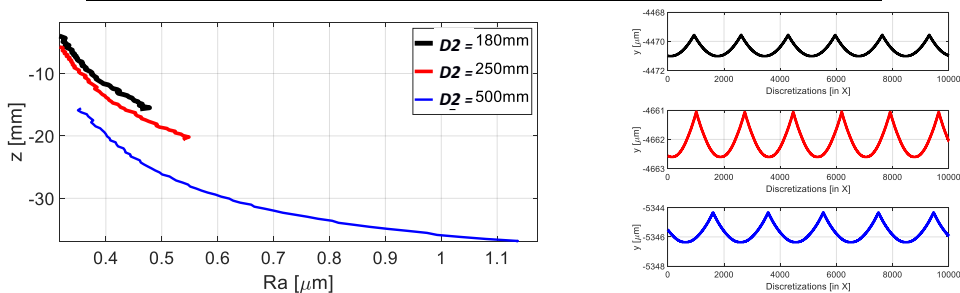


Figura 4. 15 Rugosidad a lo largo del z y perfil de rugosidad en la dirección de avance variando $D2$

Efecto del ángulo de hélice (i_0): En este test de simulación se han utilizado unos ángulos de hélice de 0, 30, 45 y 60°. En las figuras 4.16 y 4.17 se muestran los resultados de las simulaciones y en la tabla 4.5 el resto de los parámetros geométricos de la fresa de barril. Como se puede observar, la influencia del ángulo de hélice sobre la rugosidad media es pequeña, obteniéndose rugosidades similares a lo largo de la ranura mecanizada.

Tabla 4. 5 Condiciones y rugosidad calculada en el análisis de variación del ángulo de hélice (i_0)

D	$R2$	Z	i_0 [°]	Ra [μm]
8	90	3	0	0.37
8	90	3	30	0.37
8	90	3	45	0.37
8	90	3	60	0.37

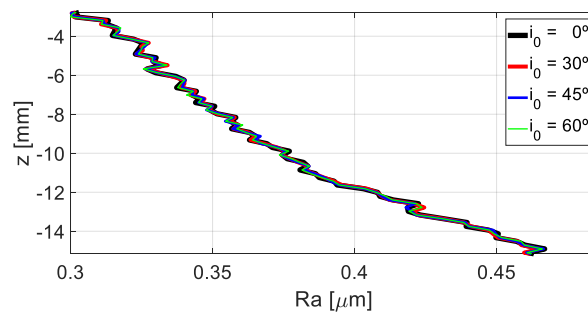


Figura 4. 16 Rugosidad a lo largo del eje z variando el ángulo de hélice (i_0)

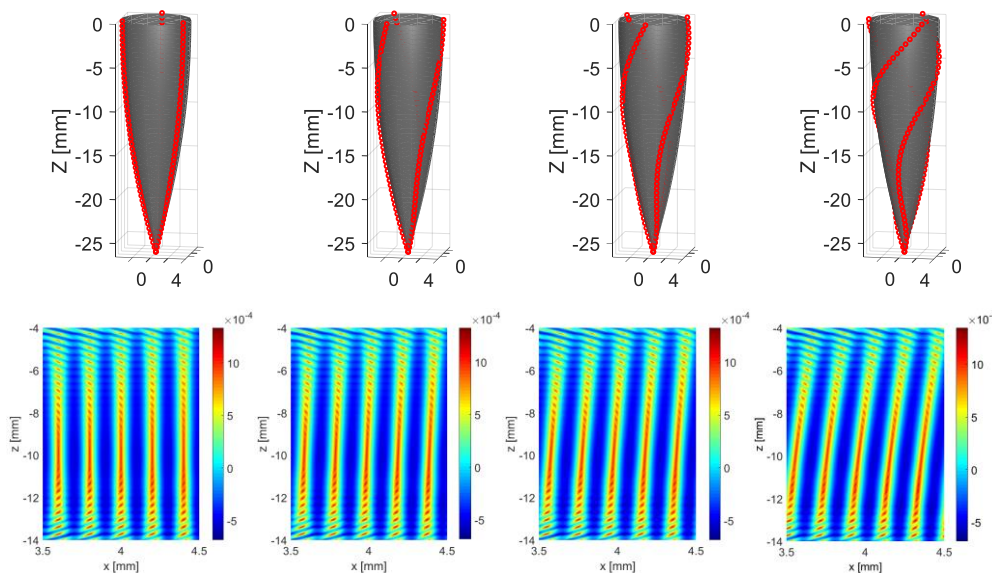


Figura 4. 17 Predicción de topografías variando el ángulo de hélice, con el error de forma eliminado

En la figura 4.17 se analiza la topografía de la superficie eliminando el error de forma debido al radio del contorno y la variación de radio de la herramienta. Se aprecia como con los diferentes ángulos de hélice se obtienen marcas inclinadas con diferente inclinación, aunque los

límites superior e inferior de rugosidad son similares (se ha estudiado el intervalo $z=-4 / -14$). El error de forma eliminado, es el mismo en todos los casos, ya que la geometría de la fresa es la misma.

4.3.3 Modelo estático de fuerzas de corte y etapa de simulación teórica

Tal y como se ha descrito en el tema 2, los modelos mecánicos o semi-empíricos se basan en la relación entre las fuerzas de corte y la sección de viruta no deformada a través de los coeficientes de corte. Éstos representan la cantidad de energía requerida por la herramienta durante el corte, y se obtienen experimentalmente mediante un ajuste de una serie de ensayos de fresado. En general, la fuerza de fresado en un punto del filo se divide en tres componentes: 1) Tangencial, F_t , en la dirección de la velocidad de corte, 2) Radial, F_r , en la dirección perpendicular al filo de corte, 3) Binormal o Axial, F_a , ortogonal al plano definido por los dos primeros.

Existen diferentes modelos semi-empíricos basados en las leyes específicas que se pueden adoptar (exponencial, leyes de energía, etc.). La relación más general asume dos aportaciones (ec. 4.17), debidas respectivamente a la fuerza de cizalladura, que puede representarse mediante una relación exponencial, y a la fricción (entre la viruta y la cara de desprendimiento de la herramienta).

$$\begin{aligned} F_t &= K_{tc} \cdot h^{m_t} \cdot b + K_{te} \cdot s \\ F_r &= K_{rc} \cdot h^{m_r} \cdot b + K_{re} \cdot s \\ F_a &= K_{ac} \cdot h^{m_a} \cdot b + K_{ae} \cdot s \end{aligned} \quad (4.17)$$

El exponente mencionado intenta considerar la influencia del efecto tamaño a velocidades de avance reducidas. Una simplificación de la modelo anterior adoptada por numerosos autores, supone una relación lineal para el término de cizalladura. Generalmente, se asume que el término de fricción sólo depende de la longitud de filo en contacto s . Los coeficientes específicos de rozamiento (K_{te} , K_{re} , K_{ae}), representan el esfuerzo por milímetro de filo de corte (N/mm), mientras que los coeficientes específicos de cizalladura (K_{tc} , K_{rc} , K_{ac}) representan la fuerza de corte necesaria para cizallar un milímetro cuadrado de sección de viruta (N/mm²). Debido a que no es habitual encontrar herramientas que tengan un ángulo de hélice $i_0 = 0^\circ$, es necesario considerar la penetración gradual de cada diente en el material. Por esta razón, el

borde se discretiza en una serie de elementos diferenciales a los que se aplica el modelo de fuerza. Posteriormente se realiza la integración a lo largo de toda la profundidad de corte a_p y se suma la contribución de los diferentes filos. El método numérico considera los esfuerzos sobre los elementos diferenciales del filo y luego realiza la integración entre los límites de corte, sumando las contribuciones en el corte de todos los dientes. Por lo tanto, las fuerzas de corte que actúan sobre un elemento infinitesimal de filo son:

$$\begin{aligned} dF_{t,j}(\phi_j, \kappa) &= K_{tc}h(\phi_j, \kappa)db + K_{te}ds \\ dF_{r,j}(\phi_j, \kappa) &= K_{rc}h(\phi_j, \kappa)db + K_{re}ds \\ dF_{a,j}(\phi_j, \kappa) &= K_{ac}h(\phi_j, \kappa)db + K_{ae}ds \end{aligned} \quad (4.18)$$

donde $db = dz / \sin\kappa$ es un diferencial de espesor de viruta y ds un diferencial de longitud de filo. Tras introducir la expresión para el espesor de viruta medida en la dirección normal al filo de corte, las fuerzas diferenciales proyectadas sobre los ejes cartesianos se obtienen utilizando la matriz de transformación \mathbf{T} (ec. 4.14):

$$\begin{Bmatrix} dF_{x,j}(\phi_j, z) \\ dF_{y,j}(\phi_j, z) \\ dF_{z,j}(\phi_j, z) \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} -\cos\phi_j & -\sin\kappa\sin\phi_j & -\cos\kappa\sin\phi_j \\ \sin\phi_j & -\sin\kappa\cos\phi_j & -\cos\kappa\cos\phi_j \\ 0 & \cos\kappa & -\sin\kappa \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} dF_{t,j}(\phi_j, z) \\ dF_{r,j}(\phi_j, z) \\ dF_{a,j}(\phi_j, z) \end{Bmatrix} \quad (4.19)$$

Las fuerzas totales que actúan sobre el diente j se obtienen por integración con respecto a Z para toda la profundidad de corte a_p . Teniendo en cuenta que los límites $Z1$ y $Z2$ cambian con la posición angular del filo de corte (debido al ángulo de hélice i_0), las fuerzas totales sobre la herramienta se obtienen sumando la contribución de todos los dientes involucrados en el corte:

$$F_{xyz}(\phi_j) = \sum_{j=1}^Z \left[\int_{z_1}^{z_2} dF_{xyz,j}(\phi_j, z) \right] \quad (4.20)$$

Para calcular la integración a lo largo del filo, es esencial definir la geometría de la herramienta como se ha realizado en el apartado 4.3.1. La longitud diferencial de filo es el módulo del diferencial del vector de posición. De este modo, realizando la derivada del vector de posición de un punto perteneciente al filo con respecto a ϕ , se obtiene que:

$$\frac{d\vec{r}}{d\phi} = \vec{i} \left(r'(z) \sin\phi_j + r(z) \cos\phi_j \cdot \phi_j' \right) + \vec{j} \left(r'(z) \cos\phi_j - r(z) \sin\phi_j \cdot \phi_j' \right) + \vec{k}(z') \quad (4.21)$$

Donde las derivadas parciales $r'(z)$, ϕ'_j y z' se calculan con respecto a la variable ϕ . Sin embargo, para el cálculo de la fuerza es preferible obtener el módulo del filo con respecto a z :

$$ds(z) = |d\vec{r}| = d\phi \sqrt{\left((r'(z))^2 + (r(z) \cdot \phi'_j)^2 + 1 \right)} \quad (4.22)$$

Siendo:

$$\phi'_j = \frac{d\phi_j}{dz} = \frac{-\tan i_0}{D/2}; \quad r'(z) = \frac{dr(z)}{dz} = \frac{-z}{\sqrt{(0.5D/2)^2 - z^2}}; \quad (4.23)$$

Los pasos para el cálculo de las fuerzas de corte son los siguientes:

- 1) Definición analítica de la curva envolvente a partir de $r(z)$ y discretización del filo en discos elementales de altura Δz .
- 2) Rotación de los discos elementales aplicando los ángulos de inclinación tilt + lead utilizando la matriz de rotación **TL** (ec. 4.13).
- 3) Inserción en la pieza sólida con la inmersión radial y cálculo de la intersección entre los discos de la herramienta y la pieza.
- 4) Aplicar la matriz de rotación inversa **TL**⁻¹, para referirse al sistema **xyz**, y calcular los ángulos de inicio y salida.
- 5) Integración axial (suma de la contribución de los discos) referida al sistema **tra**.
- 6) Cálculo de las fuerzas en el dominio del tiempo referido a **xyz** usando **T** (ec. 4.14).
- 7) Matriz de transformación rotatoria al sistema **fcn**.

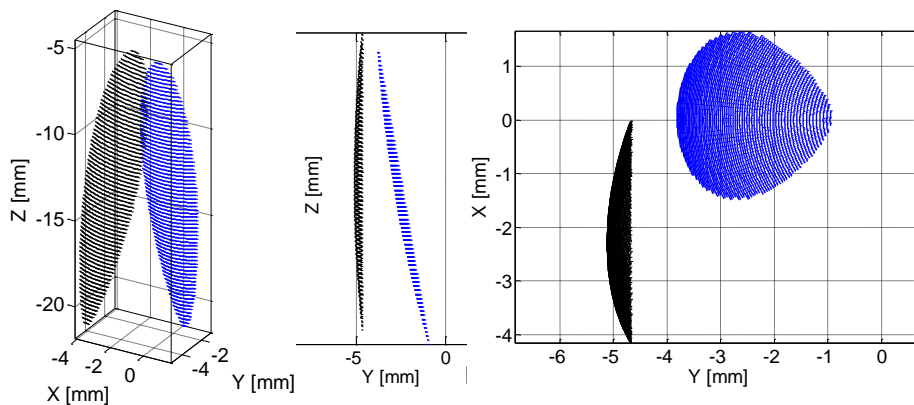


Figura 4. 18 Posicionamiento de la fresa con los ángulos lead y tilt

El proceso de caracterización del binomio material-herramienta tiene los siguientes pasos: 1) Post-procesamiento de la señal adquirida en los test experimentales; 2) Obtención de la fuerza media por diente (las fuerzas medias se calculan para un cierto número de revoluciones); 3) Ajuste lineal de acuerdo al avance por diente; 4) Cálculo de los coeficientes de corte utilizando la geometría de la operación y la geometría de la herramienta. En el apartado 5.4.1 se detallan la fase experimental del proceso de caracterización y los resultados obtenidos de los coeficientes de corte.

Teniendo en cuenta que el resultado de cada una de las mediciones es la fuerza media en las direcciones cartesianas por diente en un solo período, se asume una relación lineal entre las fuerzas medidas y el avance por diente para cada profundidad de corte.

$$\begin{aligned}\tilde{F}_x &= f_z \cdot \tilde{F}_{xc} + \tilde{F}_{xe} \\ \tilde{F}_y &= f_z \cdot \tilde{F}_{yc} + \tilde{F}_{ye} \\ \tilde{F}_z &= f_z \cdot \tilde{F}_{zc} + \tilde{F}_{ze}\end{aligned}\quad (4.24)$$

Después de descomponer las fuerzas de corte en las componentes de cizalladura y fricción, la fuerza media por diente en un solo período es igual a:

$$\tilde{F}_{xyz} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} F_{xyz}(\phi) \cdot d\phi = f_z \cdot \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} F_{xyzc}(\phi) \cdot d\phi + \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} F_{xyze}(\phi) \cdot d\phi \quad (4.25)$$

Los modelos mecanísticos a menudo atribuyen seis coeficientes de corte locales, tres para caracterizar el fenómeno de cizalladura pura K_{tc} , K_{rc} , K_{ac} y tres para la caracterización del fenómeno de fricción K_{te} , K_{re} y K_{ae} . El cálculo de los componentes de cizalladura y fricción en las direcciones cartesianas da:

$$\bar{F}_{xc} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{z_1}^{z_2} (-K_{tc}(z) \sin \phi \cos \phi - K_{rc}(z) \sin \kappa(z) \sin^2 \phi - K_{ac}(z) \cos \kappa(z) \sin^2 \phi) dz d\phi \quad (4.26a)$$

$$\bar{F}_{yc} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{z_1}^{z_2} (K_{tc}(z) \sin^2 \phi - K_{rc}(z) \sin \kappa(z) \sin \phi \cos \phi - K_{ac}(z) \cos \kappa(z) \sin \phi \cos \phi) dz d\phi$$

$$\bar{F}_{zc} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{z_1}^{z_2} (K_{rc}(z) \sin \phi \cos \kappa(z) - K_{ac}(z) \sin \phi \sin \kappa(z)) dz d\phi$$

$$\bar{F}_{xe} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{z_1}^{z_2} (-K_{te}(z) \cos \phi - K_{re} \sin \kappa(z) \sin \phi - K_{ae} \cos \kappa(z) \sin \phi) dS(z) d\phi \quad (4.26b)$$

$$\bar{F}_{ye} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{z_1}^{z_2} (K_{te}(z) \sin \phi - K_{re} \sin \kappa(z) \cos \phi - K_{ae} \cos \kappa(z) \cos \phi) dS(z) d\phi$$

$$\bar{F}_{ze} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{z_1}^{z_2} (K_{re} \cos \kappa(z) - K_{ae} \sin \kappa(z)) dS(z) d\phi$$

Debido a la geometría del filo, los coeficientes de corte de cizalladura dependen de z :

$$\begin{aligned}
 K_{tc}(z) &= K_{tc0} + K_{tc1} \cdot z \\
 K_{rc}(z) &= K_{rc0} + K_{rc1} \cdot z \\
 K_{ac}(z) &= K_{ac0} + K_{ac1} \cdot z
 \end{aligned}
 \tag{4.27}$$

Las componentes cartesianas por diente se descomponen en:

$$\begin{aligned}
 \tilde{F}_{xc} &= \tilde{F}_{xtc} + \tilde{F}_{xrc} + \tilde{F}_{xac} \\
 \tilde{F}_{yc} &= \tilde{F}_{ytc} + \tilde{F}_{yrc} + \tilde{F}_{yac} \\
 \tilde{F}_{zc} &= \tilde{F}_{zrc} + \tilde{F}_{zac}
 \end{aligned}
 \tag{4.28}$$

siendo las contribuciones tangenciales, radiales y axiales a las fuerzas de cizalladura F_x , F_y y F_z :

$$\begin{aligned}
 \tilde{F}_{xtc} &= K_{tc0} \cdot I_{xt0}^c + K_{tc1} \cdot I_{xt1}^c & \tilde{F}_{xrc} &= K_{rc0} \cdot I_{xr0}^c + K_{rc1} \cdot I_{xr1}^c \\
 \tilde{F}_{xac} &= K_{ac0} \cdot I_{xa0}^c + K_{ac1} \cdot I_{xa1}^c & \tilde{F}_{ytc} &= K_{tc0} \cdot I_{yt0}^c + K_{tc1} \cdot I_{yt1}^c \\
 \tilde{F}_{yrc} &= K_{rc0} \cdot I_{yr0}^c + K_{rc1} \cdot I_{yr1}^c & \tilde{F}_{yac} &= K_{ac0} \cdot I_{ya0}^c + K_{ac1} \cdot I_{ya1}^c \\
 \tilde{F}_{zrc} &= K_{rc0} \cdot I_{zr0}^c + K_{rc1} \cdot I_{zr1}^c & \tilde{F}_{zac} &= K_{ac0} \cdot I_{za0}^c + K_{ac1} \cdot I_{za1}^c
 \end{aligned}
 \tag{4.29}$$

Las integrales deben incluir la dependencia del coeficiente de corte respecto a z :

$$\begin{aligned}
 I_{xt0}^c &= \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{z_1}^{z_2} f_{xtc}(\phi, z) dz d\phi & I_{xt1}^c &= \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{z_1}^{z_2} z \cdot f_{xtc}(\phi, z) dz d\phi \\
 I_{xr0}^c &= \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{z_1}^{z_2} f_{xrc}(\phi, z) dz d\phi & I_{xr1}^c &= \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{z_1}^{z_2} z \cdot f_{xrc}(\phi, z) dz d\phi \\
 I_{xa0}^c &= \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{z_1}^{z_2} f_{xac}(\phi, z) dz d\phi & I_{xa1}^c &= \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{z_1}^{z_2} z \cdot f_{xac}(\phi, z) dz d\phi \\
 I_{yt0}^c &= \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{z_1}^{z_2} f_{ytc}(\phi, z) dz d\phi & I_{yt1}^c &= \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{z_1}^{z_2} z \cdot f_{ytc}(\phi, z) dz d\phi \\
 I_{yr0}^c &= \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{z_1}^{z_2} f_{yrc}(\phi, z) dz d\phi & I_{yr1}^c &= \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{z_1}^{z_2} z \cdot f_{yrc}(\phi, z) dz d\phi \\
 I_{ya0}^c &= \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{z_1}^{z_2} f_{yac}(\phi, z) dz d\phi & I_{ya1}^c &= \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{z_1}^{z_2} z \cdot f_{yac}(\phi, z) dz d\phi \\
 I_{zr0}^c &= \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{z_1}^{z_2} f_{zrc}(\phi, z) dz d\phi & I_{zr1}^c &= \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{z_1}^{z_2} z \cdot f_{zrc}(\phi, z) dz d\phi \\
 I_{za0}^c &= \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{z_1}^{z_2} f_{zac}(\phi, z) dz d\phi & I_{za1}^c &= \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{z_1}^{z_2} z \cdot f_{zac}(\phi, z) dz d\phi
 \end{aligned}
 \tag{4.30a}$$

Como resultado, se obtiene el siguiente sistema:

$$\begin{bmatrix} I_{xt0}^c & I_{xt1}^c & I_{xr0}^c & I_{xr1}^c & I_{xa0}^c & I_{xa1}^c \\ I_{yt0}^c & I_{yt1}^c & I_{yr0}^c & I_{yr1}^c & I_{ya0}^c & I_{ya1}^c \\ 0 & 0 & I_{zr0}^c & I_{zr1}^c & I_{za0}^c & I_{za1}^c \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} K_{tc0} \\ K_{tc1} \\ K_{rc0} \\ K_{rc1} \\ K_{ac0} \\ K_{ac1} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \tilde{F}_{xc} \\ \tilde{F}_{yc} \\ \tilde{F}_{zc} \end{Bmatrix}
 \tag{4.31}$$

Donde se encuentran 3 ecuaciones con 6 incógnitas, por lo que se necesitan al menos una condición más (por ejemplo, una prueba a una profundidad de corte diferente). Para considerar el fenómeno de fricción, es suficiente asumir coeficientes constantes y realizar un procedimiento similar. Por lo tanto, el número de incógnitas crece hasta nueve, seis para los términos de cizalladura y tres para los de fricción.

Tal y como se ha realizado en el modelo de predicción de topografía, se ha realizado un análisis de las simulaciones previo al proceso de validación, con el objetivo de conocer mejor el proceso de corte. Las fresas de barril están enfocadas a operaciones de semiacabado y acabado. Sin embargo, su principal ventaja es que incluso para pequeñas profundidades radiales a_e se obtienen elevadas profundidades axiales a_p , según la ecuación $a_p = \sqrt{(D2 - a_e)a_e}$ (ecuación para la geometría de estudio, con filo a partir de la tangencia con el mango). Por lo tanto, se requiere controlar la inmersión radial para evitar profundidades de corte excesivas. Para un diámetro de mango $D = 19$ mm, una curvatura de diámetro $D2 = 160$ mm en el flanco y una profundidad radial de $a_e = 0.25$ mm, la profundidad de corte axial es 6.31 mm. En la figura 4.19 se muestra la comparación de dos periodos de rotación para una fresa cilíndrica convencional y una fresa de barril ($S = 6,000$ rpm, $f_z = 0.2$ mm). Para un mismo diámetro de herramienta D , ángulo de hélice cero e iguales coeficientes de corte, los picos de fuerza son un 22% menores con la fresa de barril con los mismos ángulos de entrada y salida: $\phi_{st} = 0$, $\phi_{ex} = 12.89^\circ$ (se ha simulado la superficie lateral desde el mango $z=0$ hacia la punta).

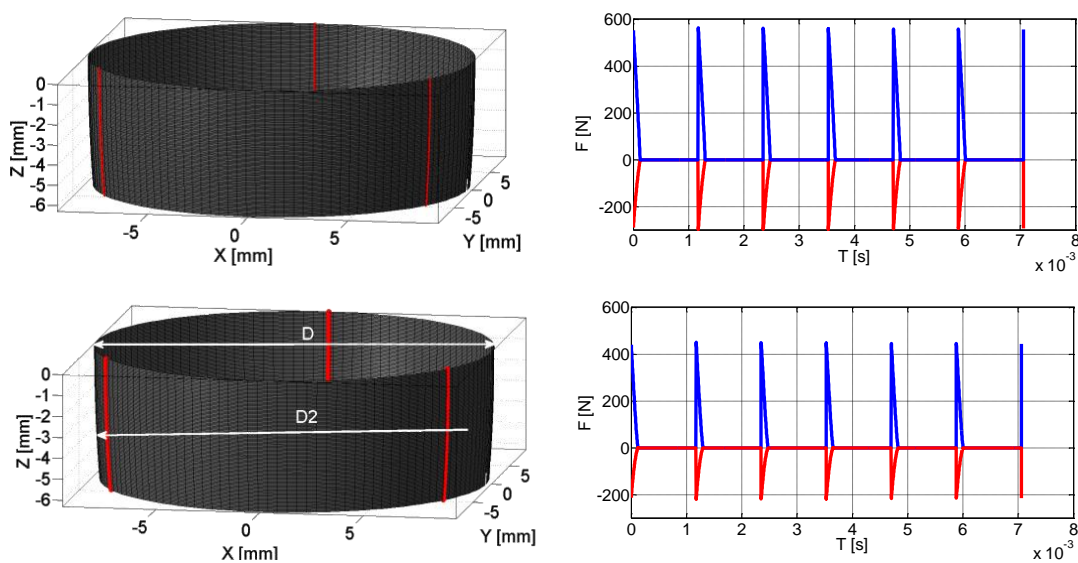


Figura 4. 19 Comparación fuerzas de corte de fresas cilíndrica y de barril

Una consecuencia del uso de las herramientas de barril es que la anti-simetría típica entre las operaciones de fresado en concordancia y en oposición se pierde de algún modo, provocando un corte más suave. En la figura 4.20 se muestra la evolución de las componentes F_x y F_y con niveles de inmersión crecientes para ángulos de hélice comunes (generalmente, los valores superiores a 45° se usan casi exclusivamente para procesos de acabado). En cuanto a las herramientas convencionales, el efecto del ángulo de la hélice suaviza la penetración de la herramienta, ampliando el ángulo de contacto y aproximando las fuerzas en forma y valor absoluto en X e Y. El módulo de las tres componentes tiende a reducirse.

Tabla 4. 6 Condiciones de simulación: concordancia y oposición, ángulo de hélice y profundidad

Caso	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Operación	Concordancia			Oposición			Concordancia			Oposición		
Hélice [°]	15	30	45	15	30	45	15	30	45	15	30	45
a_e [mm]	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4
a_p [mm]	5.64	5.64	5.64	5.64	5.64	5.64	7.98	7.98	7.98	7.98	7.98	7.98
f_z [mm]	0.15	0.15	0.15	0.15	0.15	0.15	0.15	0.15	0.15	0.15	0.15	0.15
F_x prom. [N]				6.89						18.18		
F_y prom. [N]				6.68						20.56		
F_z prom. [N]				1.81						5.38		
F_t prom. [N]				9.77						27.97		

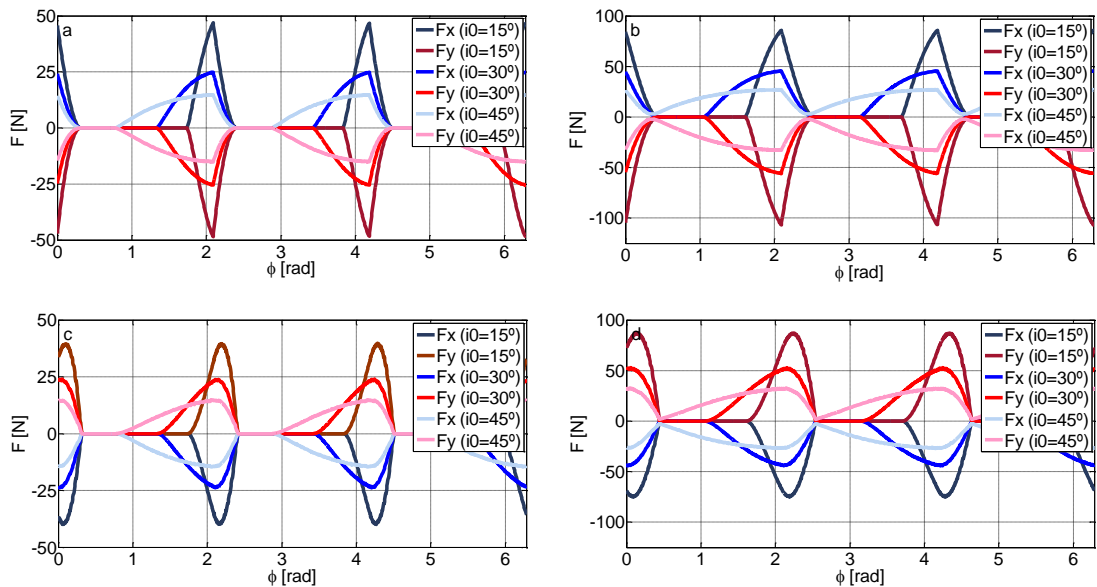


Figura 4. 20 Mecanizado con fresas de barril: $D = 8$ mm, $D_2 = 160$ mm, $Z = 3$, $S = 8,000$ rpm, $f_z = 0.15$ mm, $K_t = 600$ MPa / $K_r = 400$ MPa / $K_a = 125$ MPa. a. Concordancia con $a_e = 0.2$ mm; b. Concordancia con $a_e = 0.4$ mm; c. Oposición con $a_e = 0.2$ mm; d. Oposición con $a_e = 0.4$ mm

Para las componentes de fuerza en el eje Z, se obtiene una fuerza positiva indicando que la herramienta tiende a tirar de la pieza de trabajo. A partir de la definición de fuerzas y

coeficientes de corte promedio, la fuerza media resulta idéntica en todos los casos debido a que los coeficientes de corte, la inmersión y el avance por diente son los mismos.

La existencia de runout en la herramienta da lugar a que las fuerzas de corte sean diferentes para cada pasada de filo. La medición práctica del runout que se describe en el apartado 5.3.1, permite actualizar el valor $r(z)$ de cada filo. Esta contribución se introduce posteriormente en la expresión numérica de espesor de viruta actualizada. La Figura 4.21 muestra las fuerzas de corte simuladas par un runout constante (Diente 1 = [0]; Diente 2 = [-5]; Diente 3 = [-10]) y variable (Diente 1 = [0 0 0 0 0 0 0 0 0 -3 -4 -4 -4 -5 -6 -6 -9 -9 -9 -9 -10 -10 -10 -11 -11 -11]; Diente 2 = [-9 -9 -9 -9 -9 -8 -7 -5 -5 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0]; Diente 3 = [-7 -7 -7 -7 -8 -9 -10 -10 -10 -10 -10 -10 -8 -9 -9 -9 -7 -7 -7 -7 -7 -7 -6 -6 -6 -6]). Se observan las alteraciones en las fuerzas de corte debidas a runout en comparación con las ideales. Aspectos tales como la precisión del ensamblaje máquina-portaherramientas-fresa o la variación en el tallado de los diferentes filos afectarán creando una excentricidad respecto a una situación ideal, teniendo gran importancia en el cálculo de las fuerzas de corte.

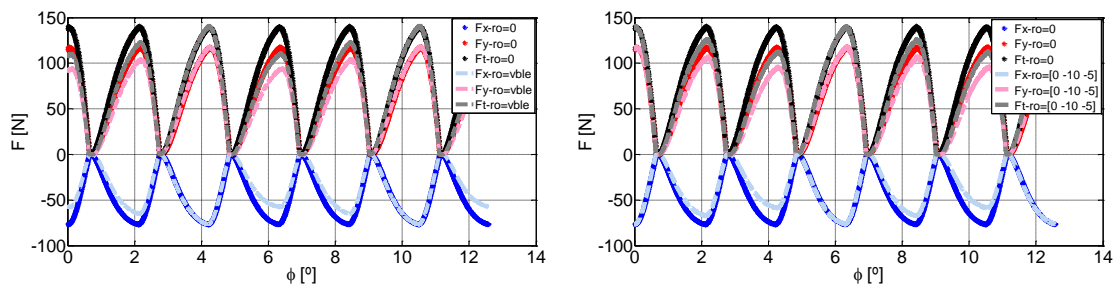


Figura 4. 21 Efecto runout constante y variable. Concordancia, $D = 8$ mm, $D2 = 160$ mm, $i0 = 30^\circ$, $Z = 3$, $S = 5,000$ rpm, $fz = 0.15$ mm, $a_p = 11.28$ mm, $a_e = 0.8$ mm, $K_{tc} = 600$ MPa / $K_{rc} = 400$ MPa

Para analizar los efectos de los ángulos de lead y tilt se han utilizado los mismos parámetros geométricos que en el análisis del runout (D , $D2$, z). Manteniendo en cero el ángulo de lead, se han variado las inclinaciones para el ángulo de tilt. La tabla 4.7 muestra estas condiciones para las simulaciones y las fuerzas promedio referidas al sistema xyz. Las gráficas de la figura 4.22 muestran las fuerzas de corte simuladas para los diferentes casos. Es interesante observar cómo para niveles de inmersión idénticos a_e , las fuerzas se incrementan cuando aumenta el ángulo tilt. La razón principal de esto es una distribución desigual del espesor de viruta a lo largo del eje de la herramienta.

Tabla 4. 7 Condiciones de simulación: concordancia, oposición, ángulo de hélice y profundidad

Caso	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Operación	Concordancia			Oposición			Concordancia			Oposición		
Hélice [°]	30	30	30	30	30	30	30	30	30	30	30	30
Tilt [°]	0	4	8	0	4	8	0	4	8	0	4	8
Lead [°]	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
a_c [mm]	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4
a_p [mm]	5.64	11.28	11.28	5.64	11.28	11.28	7.98	15.96	15.96	7.98	15.96	15.96
f_z [mm]	0.15	0.15	0.15	0.15	0.15	0.15	0.15	0.15	0.15	0.15	0.15	0.15
F_x prom. [N]	6.89	14.42	25.30	6.89	14.42	25.30	18.18	35.69	53.62	18.18	35.69	53.63
F_y prom. [N]	6.68	13.90	24.63	6.68	13.90	24.63	20.56	40.91	62.64	20.56	40.92	62.65
F_z prom. [N]	1.81	4.30	9.02	1.81	4.30	9.03	5.38	11.88	21.33	5.38	11.88	21.33
F_t prom. [N]	9.77	20.49	36.44	9.77	20.49	36.44	27.97	55.58	85.18	27.97	55.58	85.18

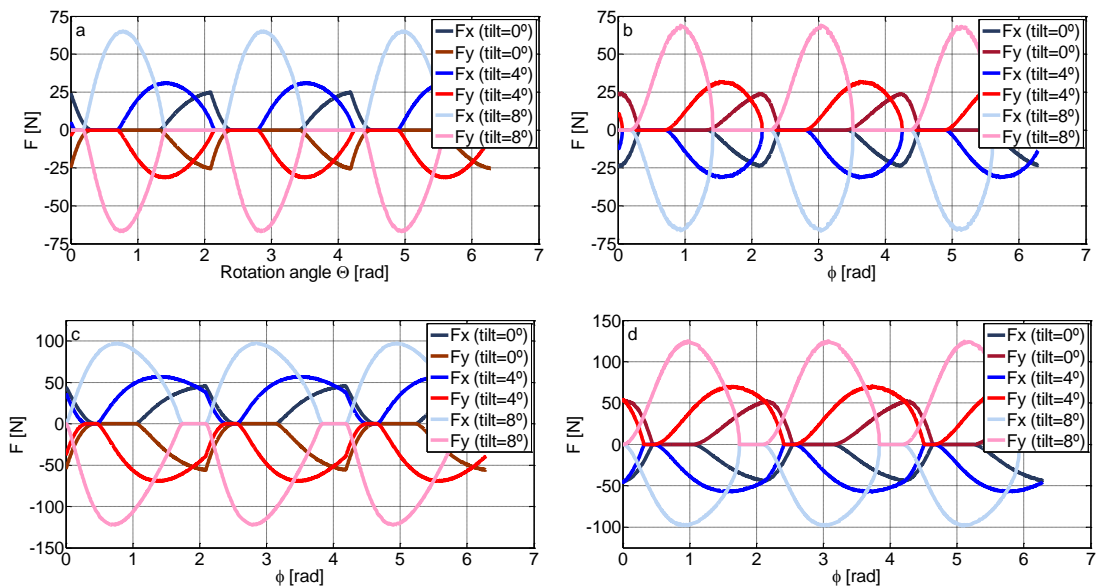


Figura 4. 22 Efecto del ángulo tilt: $D = 8$ mm, $D2 = 160$ mm, $Z = 3$, $S = 8,000$ rpm, $f_z = 0.15$ mm, $K_{tc} = 600$ MPa / $K_{rc} = 400$ MPa / $K_{ac} = 125$ MPa. a. Concordancia con $a_c = 0.2$ mm; b. Oposición con $a_c = 0.2$ mm; c. Concordancia con $a_c = 0.4$ mm; d. Oposición con $a_c = 0.4$ mm

En la figura 4.23 se muestra el área de sección de viruta en cada uno de los elementos de disco a lo largo de la longitud axial de la herramienta Z. Para la inclinación tilt 4° la herramienta entra más pronto y sale más tarde del material, disminuyendo ligeramente la diferencia entre los ángulos de entrada y salida. Por ejemplo, estos valores van desde 1.461 rad para inclinación 4° a 1.246 rad para inclinación 8°. Sin embargo, la suma de las contribuciones de cada elemento axial da lugar a mayores fuerzas sobre la herramienta para una inclinación de tilt 8°.

Las leyendas en la parte superior de la figura 4.23 indican el número de discos axiales considerados. En el caso de ángulos de tilt y lead igual a 0°, sólo se considera la mitad del

cuerpo de la herramienta ($Z < 0$), motivo por el que el volumen inferior interseca en 220 elementos de disco, en lugar de en 440 de los casos 4° y 8°. (ver figuras 4.22 y 4.23).

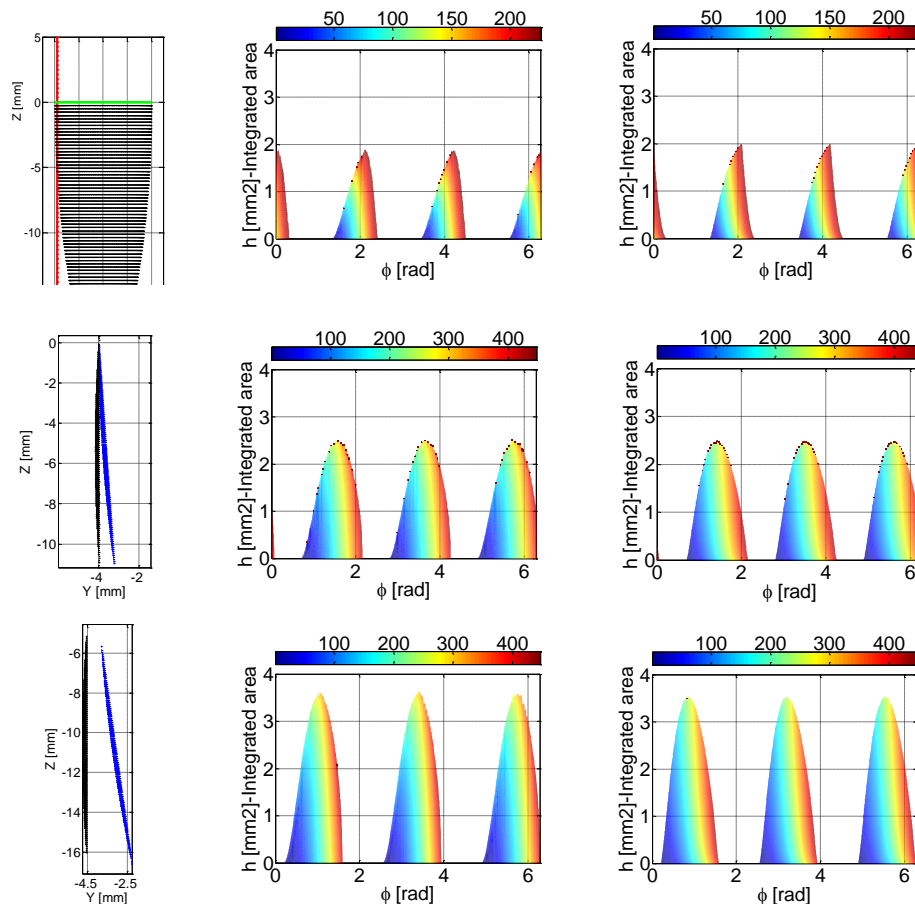


Figura 4. 23 Integración axial de la sección de viruta para concordancia (centro) y oposición (derecha) para $a_c = 0.2$ mm y tilt = 0° (arriba) / 4° (mitad) / 8° (abajo)

En lo que al ángulo lead respecta, la figura 4.24 muestra el criterio de signo y algunos de los resultados de las simulaciones con las fuerzas promedio referidas al sistema **fcn** (tabla 4.8).

Tabla 4. 8 Condiciones de simulación: concordancia - oposición, ángulo de hélice y profundidad

Caso	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Operación	Concordancia					Oposición				
Hélice [°]	30	30	30	30	30	30	30	30	30	30
Tilt [°]	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Lead [°]	-10	-5	0	5	10	-10	-5	0	5	10
a_c [mm]	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2
a_p [mm]	11.2	11.2	11.2	11.2	11.2	11.2	11.2	11.2	11.2	11.2
f_c [mm]	0.15	0.15	0.15	0.15	0.15	0.15	0.15	0.15	0.15	0.15
F_j prom. [N]	7.08	7.00	6.87	6.68	6.45	6.45	6.68	6.87	7.00	7.08
F_c prom. [N]	6.65	6.65	6.65	6.65	6.65	6.65	6.65	6.65	6.65	6.65
F_n prom. [N]	0.59	1.20	1.81	2.40	2.97	2.97	2.40	1.81	1.20	0.59
F_t prom. [N]	9.73	9.73	9.73	9.73	9.73	9.73	9.73	9.73	9.73	9.73

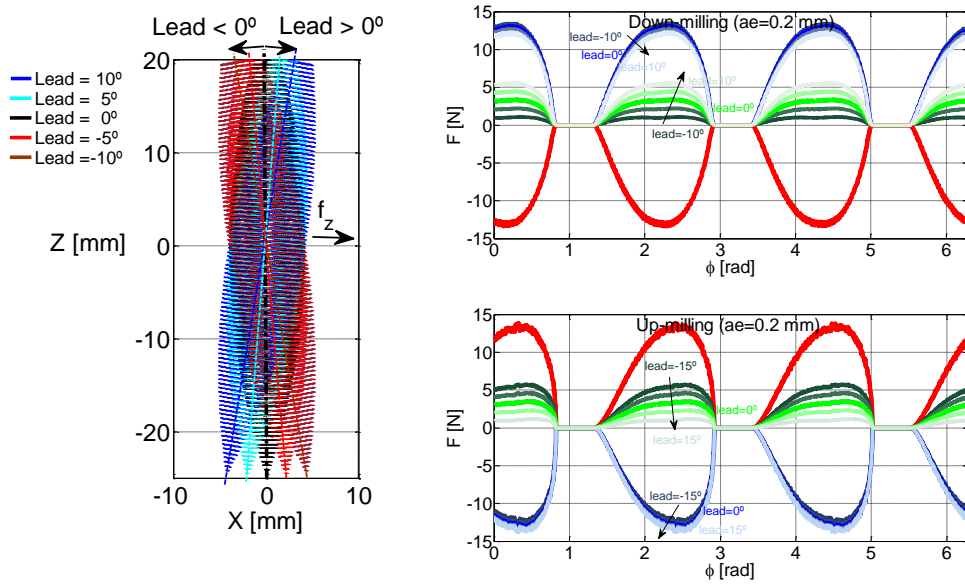


Figura 4. 24 a. Posicionamiento de herramienta; b. Operaciones en concordancia y oposición variando el ángulo lead: $D = 8 \text{ mm}$, $D2 = 160 \text{ mm}$, $Z = 3$, $S = 8,000 \text{ rpm}$, $f_z = 0.15 \text{ mm}$, $K_t = 600 \text{ MPa} / K_r = 400 \text{ MPa} / K_a = 125 \text{ MPa}$

Se puede ver la diferencia con respecto a la condición tilt y lead igual a 0° usando el sistema **fcn**. Se observa que la componente radial c permanece inalterada, mientras que la distribución f disminuye y n aumenta a medida que se aumenta el ángulo lead. Hay que tener en cuenta que c es normal a la superficie envolvente de la herramienta en el punto de contacto.

CAPÍTULO 5. Validación experimental de los modelos de fuerzas de corte y predicción de topografía

5.1. INTRODUCCIÓN

En este capítulo, se describe la validación de los modelos de predicción de topografía y fuerzas de corte desarrollados. Siguiendo el orden utilizado en el tema anterior, inicialmente se verificará el modelo de substracción de sólidos, para pasar después a los dos modelos de fresa de barril.

5.2. VALIDACIÓN DEL MODELO DE PREDICCIÓN DE TOPOGRAFÍA EN FRESADO PERIFÉRICO CONSIDERANDO LA FLEXIÓN ESTÁTICA DE LA PARED

En primer lugar, se han realizado varios test experimentales en condiciones de alta rigidez, fresando un bloque de aluminio. El objetivo de esta etapa es validar la técnica de medición

experimental del runout y la efectividad del método de resta de sólidos para la predicción de la topografía de la superficie en ausencia de vibraciones o deflexión. Las condiciones de corte utilizadas han sido una profundidad axial de corte a_p de 15 mm, profundidad radial de corte a_e de 0,1 mm y un avance por diente f_z de 0,3 mm, tanto en fresado en concordancia como en oposición.

Posteriormente, se ha validado el modelo de substracción de sólidos con el algoritmo de posición de equilibrio cuasiestático de la pared, realizando test de fresado con una pared flexible de una altura variable de 45 a 90 mm para cambiar la rigidez. Las condiciones de corte utilizadas se muestran en la tabla 5.1. Es importante destacar que la velocidad de giro del husillo se ha establecido en 50 rpm para capturar solo la cinemática del proceso y la deflexión estática de la pared, evitando la amplificación dinámica o los efectos de vibración que no se han considerado en el modelado.

Tabla 5. 1 Parámetros experimentales en condiciones de flexibilidad.

Condiciones de corte		Sección de la pared		Altura de la pared
Concordancia		Espesor	6 mm	45 mm
Profundidad axial	$a_p = 15\text{mm}$			50 mm
Profundidad radial	$a_e = 0,1\text{mm}$	Longitud	100 mm	70 mm
Avance por diente	$f_z = 0,3\text{ mm}$			90 mm

Todas las pruebas se han realizado en un centro de mecanizado de tres ejes Kondia HS1000 con un husillo de velocidad de giro máxima de 24.000 rpm. El material de la pieza ha sido aluminio 7075-T6. El runout real del ensamblaje fresa-portaherramientas, se ha medido utilizando una máquina de medir por coordenadas Zeiss UMC 850. La orientación real del eje de la herramienta respecto a la referencia del portaherramientas se ha obtenido midiendo 40 círculos a lo largo del eje de la herramienta y la posterior linealización de su posición central. Los parámetros medidos en la herramienta se presentan en la tabla 5.2.

Tabla 5. 2 Características y runout de la herramienta

Características de la herramienta				Parámetros de runout			
Tipo	Filos	Diámetro	Ángulo de hélice	$\rho(0)$	$\gamma(0)$	λ	τ
Frontal	$z_t=2$	$\varnothing=16\text{ mm}$	$\beta=25^\circ$	34,06 μm	100,22°	115,55°	0,0196°

Para validar el algoritmo de cálculo de la posición de equilibrio, se ha controlado el desplazamiento de la pared utilizando un sensor de desplazamiento láser de alta velocidad

KEYENCE LK-G15 que presenta una repetibilidad de $0,02 \mu\text{m}$ y un ciclo de muestreo seleccionable entre 20 y $1000 \mu\text{s}$. Al mismo tiempo se han medido las fuerzas de corte, tanto en la dirección de avance como en la dirección ortogonal, usando una mesa dinamométrica KISTLER 9255B. En la figura 5.1 se puede observar el montaje experimental en el que la pieza va montada sobre la mesa dinamométrica, mientras que el sensor de desplazamiento va unido al cabezal para poder medir en todo momento en el punto de la pared que está siendo mecanizado. En las gráficas de la misma figura se realiza una comparación entre las fuerzas de corte (F_x azul y F_y rojo) y los desplazamientos simulados y medidos para el fresado de la pared de 70 mm. Se puede observar que se da muy buen acuerdo entre los parámetros medidos y los simulados.

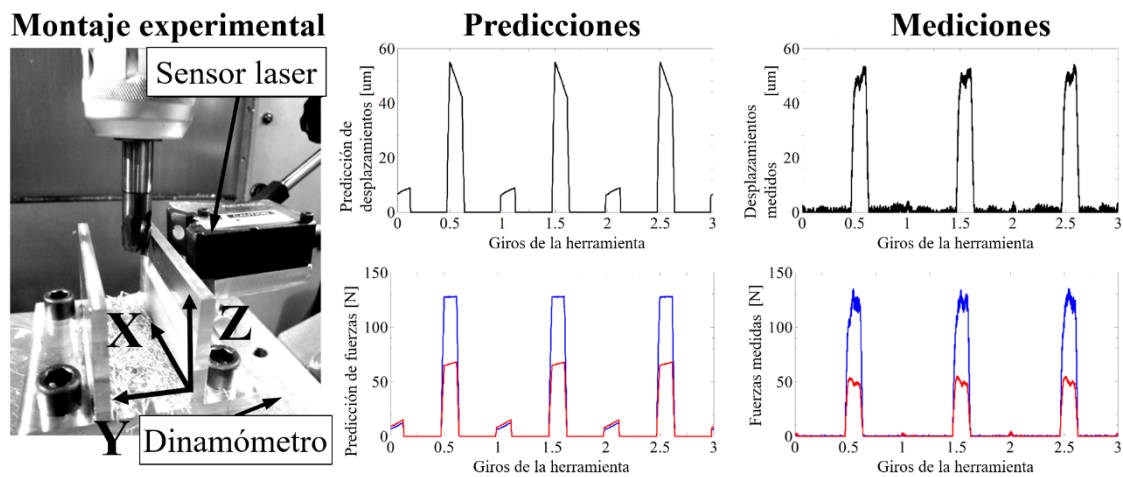


Figura 5. 1 Montaje experimental. Predicción y medición de desplazamientos y fuerzas de corte

Finalmente, después de cada experimento, se ha medido la topografía mecanizada de la superficie utilizando un perfilómetro de contacto Taylor Hobson Talysurf Series 2. Este instrumento permite una resolución de 3 nm cuando se miden topografías dentro de un rango de 0,2 mm. En cada superficie mecanizada se ha medido una muestra de 15 x 5 mm, que corresponde a los 15 mm de profundidad de corte axial y 5 mm en la dirección de avance. En ambas direcciones de la superficie, la resolución seleccionada ha sido de $10 \mu\text{m}$.

La Figura 5.2 presenta las topografías de la superficie mecanizada simulada (arriba) y la medida (abajo). Se muestra el error total, la combinación del error de forma y el de rugosidad, para una pieza muy rígida y para dos paredes cada vez más flexibles, de 50 y 70 mm de altura respectivamente. Haciendo una similitud con una geometría de impeller, los álabes son más

flexibles que los splitter, debido a la mayor altura de pared. Se puede ver como las predicciones de la topografía superficial se ajustan de manera aceptable a la realidad experimental en morfología y magnitud. El aumento en el error de forma es mayor a medida que la pieza mecanizada es más flexible. Esto se debe a que al aumentar la esbeltez se produce un mayor desplazamiento de la pared, y por lo tanto una reducción de inmersión radial.

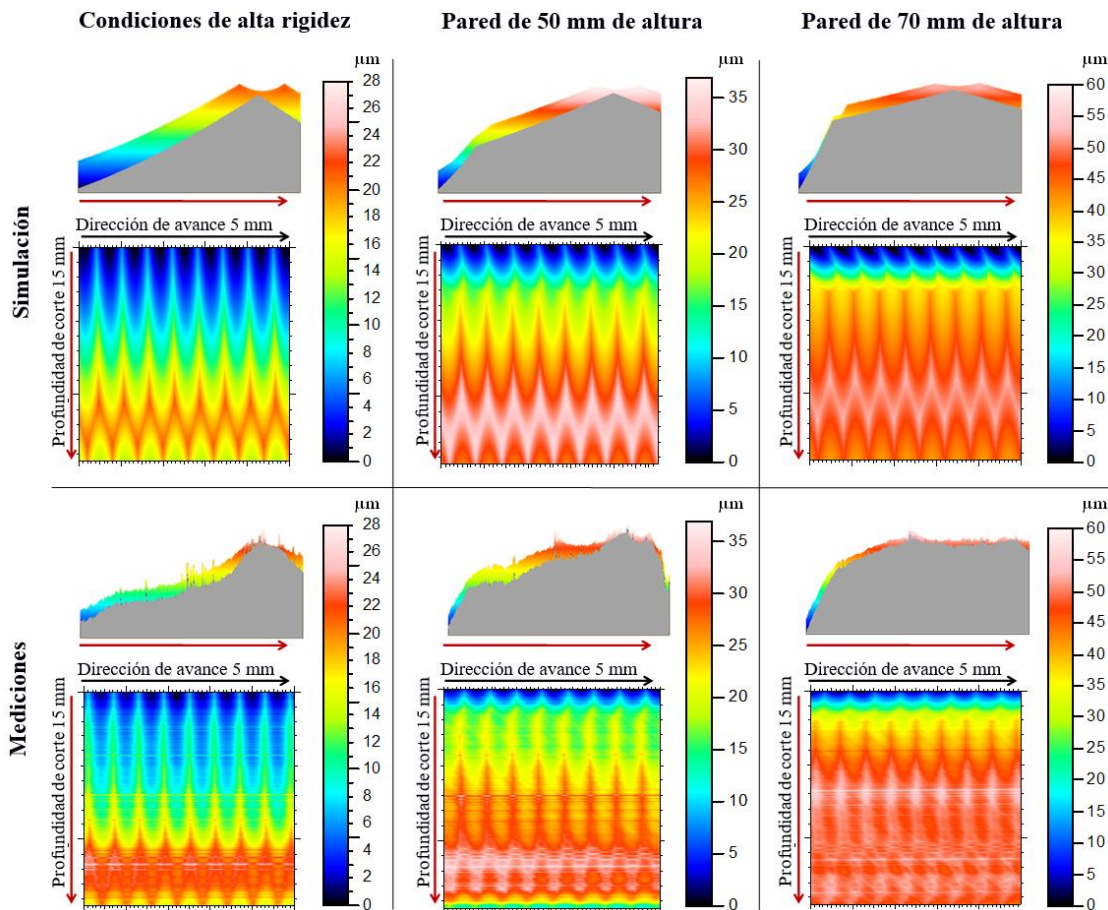


Figura 5. 2 Errores de forma y de superficie combinados en condiciones de alta rigidez y en paredes de 50 y 70 mm: Arriba) Predicción de topografías. Abajo) Topografías medidas

Observando los valores de las fuerzas de corte y los desplazamientos de la pared, se observan tres etapas en el contacto filo de corte-pieza, que se reflejan en el perfil de topografía. Inicialmente, cuando la punta de la herramienta impacta con la pieza se produce un aumento repentino de la fuerza de corte hasta su valor máximo. En este instante el elemento flexible experimenta su máxima deflexión, lo que da lugar a la mínima inmersión axial. Esto provoca que en esta etapa se generen los valores de error máximos en la topografía. Posteriormente se alcanza un giro de herramienta a partir del cual la longitud de filo en contacto con la pieza

permanece constante. En esta etapa la inmersión radial disminuye ligeramente debido a que la hélice de filo en contacto se traslada hacia arriba. Esta reducción se puede deducir de la ecuación 4.6, ya que la distancia entre el punto de contacto medio y el borde libre, el parámetro a , se va reduciendo. Finalmente, una tercera etapa tiene lugar cuando el tramo de hélice en contacto alcanza el borde libre de la pieza de trabajo, y se reduce la longitud en contacto hasta llegar a la ausencia total de contacto (debido a la geometría de herramienta y el valor de a_p , solamente un filo está en contacto con la pieza). En esta fase la restitución elástica de la pared aumenta la inmersión radial.

Por otro lado, los resultados en condiciones de alta rigidez no presentan el comportamiento de estas tres etapas diferentes, debido a que se pueden despreciar los cambios en la posición relativa entre la herramienta y la pieza de trabajo. En este caso, la topografía es solo una consecuencia del runout, es decir, de las variaciones de diámetro de las trayectorias de cada filo a lo largo de la profundidad de corte.

En la figura 5.3 se muestran las topografías para los mismos casos de mecanizado, pero habiendo suprimido el error de forma utilizando el software de perfilómetro. Se ha recortado el área de la topografía en la dirección de avance hasta 1,5 mm, para tener una visión más cercana de la rugosidad superficial. También se han incluido perspectivas tridimensionales de cada topografía, en las que se puede observar que la morfología y magnitud de las simulaciones y los datos experimentales se asemejan en el caso de alta rigidez y en la pared de flexibilidad intermedia.

En el caso de la pared de 70 mm los picos esbeltos calculados por el modelo geométrico varían su morfología en el proceso real debido a la deformación por fricción o la rotura. Hay que tener en cuenta que a mayor flexibilidad de pared el error de forma tiene más importancia.

A pesar de las diferencias en la rugosidad superficial para la pared más flexible (una vez eliminado el error de forma), se puede concluir que los resultados obtenidos por el modelo son satisfactorios, demostrándose la viabilidad del método propuesto de resta de sólidos utilizando software CAD.

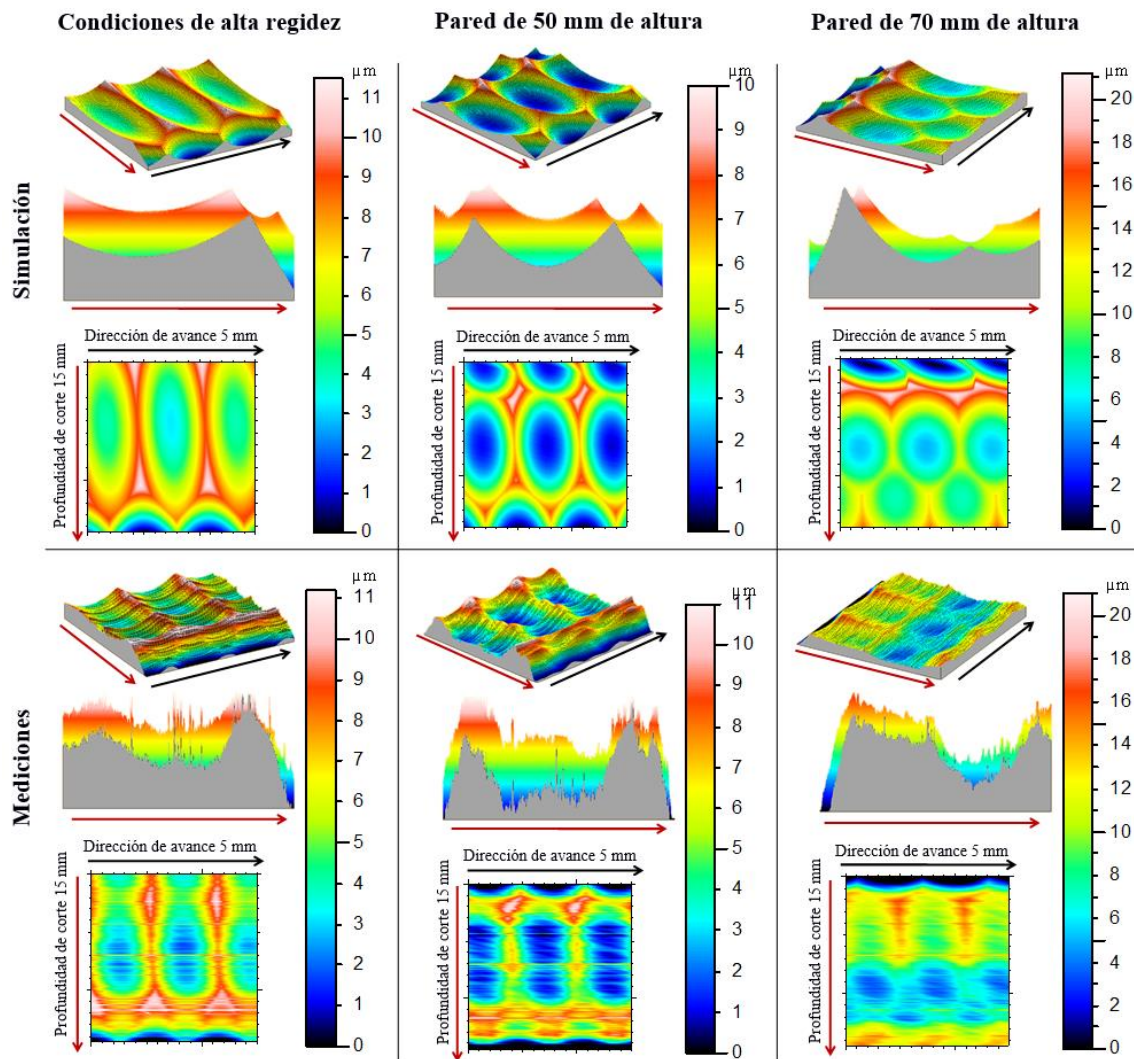


Figura 5.3 Error superficial en condiciones de alta rigidez y en paredes de 50 y 70 mm: Arriba) Predicción de topografías. Abajo) Topografías medidas

5.3. VALIDACIÓN DEL MODELO DE PREDICCIÓN DE TOPOGRAFÍA EN FRESADO EN CINCO EJES CON FRESAS DE BARRIL

5.3.1. Medición e inclusión en el modelo del runout variable

Para definir de manera más precisa la geometría, hay que incluir el runout de la herramienta, tanto en el modelo de predicción de topografía como en el de fuerzas de corte. A diferencia del modelo de predicción de topografía con fresa frontal descrito previamente, en este caso se ha medido directamente el runout en los fillos de la herramienta. Como se observa en la figura 5.4, se ha montado la herramienta en máquina, y se ha medido la diferencia en radio entre los fillos utilizando un reloj comparador analógico de palanca de la marca Mitutoyo. Este proceso

se ha realizado cada 1 mm de altura. De esta manera se incluye en el modelo la excentricidad real de los filos de corte medida en la máquina. A pesar de que la mayoría de los modelos suelen generalmente considerar un runout constante, en este caso se ha realizado una medición detallada del filo a lo largo del eje Z, debido a las elevadas profundidades de corte implicadas. De esta manera se incluye también la excentricidad debida a la diferencia de tallado entre los dientes. Estos valores de runout de cada filo a lo largo del eje Z, se introducen en una matriz, sumándose después al radio $r(z)$.

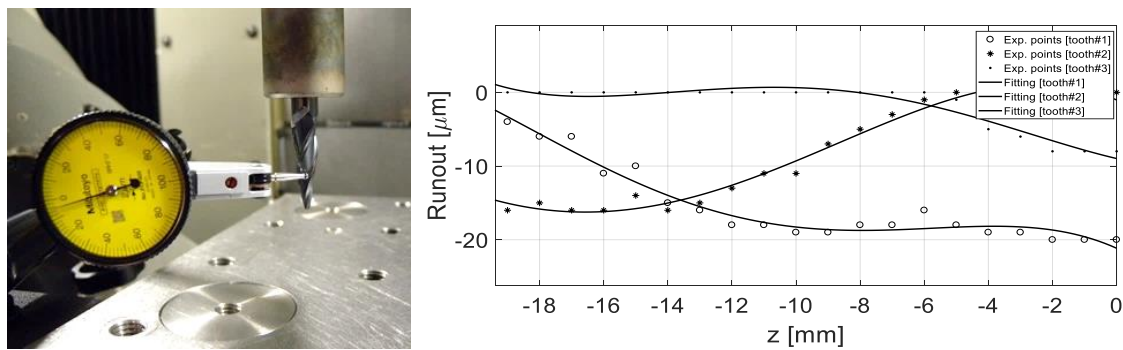


Figura 5. 4 Medición del runout de los filos de corte en z, y aproximación polinómica

Para considerar las alteraciones se deben agregar en cada disco axial (en la fila correspondiente de la matriz de posición de cada diente) los valores de runout medidos en la herramienta. Para la simulación, la mejor manera de introducir este desfase es usar un solo diente como referencia respecto a los demás. Por lo tanto, el valor relativo entre los filos es cero (si no hay runout) o negativo (si existe). El runout variable se ha aproximado mediante funciones polinómicas, obteniéndose una función continua suavizada para cada diente. En la tabla 5.3 se muestran los polinomios obtenidos para las fresas de barril de 8 y 10 mm.

Tabla 5. 3 Funciones polinómicas de runout variable para los filos de las fresas de 8 y 10 mm

Fresa	Diente	Runout variable en [μm] (z en [mm])
Diámetro 8	1	$P1(z) = -6.66e-4 \cdot z^4 - 0.03188 \cdot z^3 - 0.4187 \cdot z^2 - 1.952 \cdot z - 21.15$
	2	$P2(z) = -3.092e-4 \cdot z^4 - 0.02388 \cdot z^3 - 0.4813 \cdot z^2 - 1.907 \cdot z - 1.03$
	3	$P3(z) = 5.941e-4 \cdot z^4 + 0.0196 \cdot z^3 + 0.1308 \cdot z^2 - 1.02 \cdot z - 8.98$
Diámetro 10	1	$P1(z) = -0.002934 \cdot z^4 - 0.1099 \cdot z^3 - 1.082 \cdot z^2 + 0.6847 \cdot z + 0.753$
	2	$P2(z) = -0.001105 \cdot z^4 - 0.0355 \cdot z^3 - 0.3949 \cdot z^2 - 1.833 \cdot z - 3.13$
	3	$P3(z) = -0.005886 \cdot z^4 - 0.3034 \cdot z^3 - 5.386 \cdot z^2 - 35.31 \cdot z - 41.74$
	4	$P4(z) = -0.001818 \cdot z^4 - 0.05721 \cdot z^3 - 0.2973 \cdot z^2 + 1.721e3 \cdot z - 38.26$

5.3.2. Verificación experimental del modelo de topografía

Para comprobar la precisión de modelo de predicción de topografía y rugosidad para fresas de barril, se han llevado a cabo test experimentales en un centro de mecanizado IBARMIA ZV25/U600 EXTREME. Los test han consistido en operaciones de mecanizado sobre una pared rígida de aluminio 7075, variando las condiciones de corte dentro de los rangos recomendados por el fabricante. Se han utilizado dos geometrías de barril: a) fresa de diámetro de mango $D = 8$ mm, radio del contorno $R2 = 90$ mm, tres filos de corte y un ángulo de hélice local $i0 = 30^\circ$; b) fresa de diámetro de mango $D = 10$ mm, radio del contorno $R2 = 85$ mm, cuatro filos de corte y un ángulo de hélice local $i0 = 30^\circ$. En la tabla 5.4 se recogen las condiciones geométricas y de corte de los diferentes ensayos realizados.

Tabla 5. 4 Condiciones de corte en los test experimentales

Caso	Operación	D [mm]	$R2$ [mm]	z	$i0$ [°]	a_e [mm]	S [rpm]	v_f [mm/min]	Tilt [°]	Lead [°]
1	Concordancia	8	90	3	30	0.3	4,000	720	6	0
2	Concordancia	8	90	3	30	0.3	4,000	720	8	0
3	Concordancia	8	90	3	30	0.3	4,000	720	10	0
4	Concordancia	8	90	3	30	0.3	4,000	720	6	6
5	Concordancia	8	90	3	30	0.3	4,000	960	6	0
6	Concordancia	10	85	4	30	0.3	4,000	1,440	6	6
7	Concordancia	10	85	4	30	0.3	4,000	960	6	0
8	Concordancia	10	85	4	30	0.3	4,000	1,920	6	0

Se han realizado dos tipos de mediciones de cada uno de los mecanizados: 1) Medición de los parámetros de rugosidad Ra y Rz utilizando un rugosímetro portátil Surtronic Duo de Taylor Hobson; 2) Medición de la topografía 3D mediante un microscopio óptico confocal DCM-3D Leica de resolución $0,1 \mu\text{m}$; posteriormente se ha realizado un filtro Gaussiano utilizando una longitud de onda límite (cut-off) de $0,8 \text{ mm}$.

En la figura 5.5 se pueden ver la medición 3D de la topografía, una vista en planta de la misma, y una simulación realizada del test experimental del caso 1. En la tabla 5.5 se recogen los valores de los parámetros de rugosidad Ra y Rz medidos y simulados. En las dos primeras columnas se comparan los valores medidos en el centro de la ranura mecanizada con el microscopio óptico confocal y la media de cinco mediciones con el rugosímetro (valor entre paréntesis). Se han realizado simulaciones con y sin runout de la herramienta. Las dos primeras columnas de las simulaciones se corresponden a los valores de rugosidad del centro de la ranura (la zona más

profunda). En la tercera columna se recogen los valores máximos y mínimos de la rugosidad R_a a lo largo de la ranura mecanizada. Se puede observar que los valores obtenidos por el modelo se aproximan de manera aceptable a los valores reales. También se puede concluir que las simulaciones teniendo en cuenta el runout real de la herramienta son más precisas que en las que se desprecia el valor del runout.

Tabla 5. 5 Valores de R_a y R_z [μm] medidos y simulados

Caso	Mediciones		Simulaciones sin runout			Simulaciones con runout		
	R_a	R_z	R_a	R_z	R_a (máx-mín)	R_a	R_z	R_a (máx-mín)
1	0.34 (0.31)	1.58 (1.6)	0.28	1.11	0.38-0.25	0.29	1.17	0.40-0.26
2	0.34 (0.36)	1.49 (1.8)	0.31	1.25	0.51-0.26	0.34	1.34	0.53-0.27
3	0.40 (0.36)	1.85 (1.9)	0.37	1.48	0.85-0.28	0.40	1.62	0.91-0.29
4	0.35 (0.36)	1.84 (1.7)	0.28	1.13	0.42-0.25	0.30	1.18	0.40-0.26
5	0.59 (0.52)	2.66 (2.3)	0.51	2.02	0.70-0.45	0.53	2.08	0.70-0.46
6	0.96 (1.13)	3.67 (4.3)	0.89	3.57	1.12-0.81	0.91	3.63	1.14-0.83
7	0.41 (0.36)	1.77 (1.8)	0.39	1.55	0.48-0.35	0.40	1.59	0.50-0.36
8	1.64 (1.70)	6.10 (5.9)	1.59	6.34	2.00-1.44	1.62	6.46	2.02-1.47

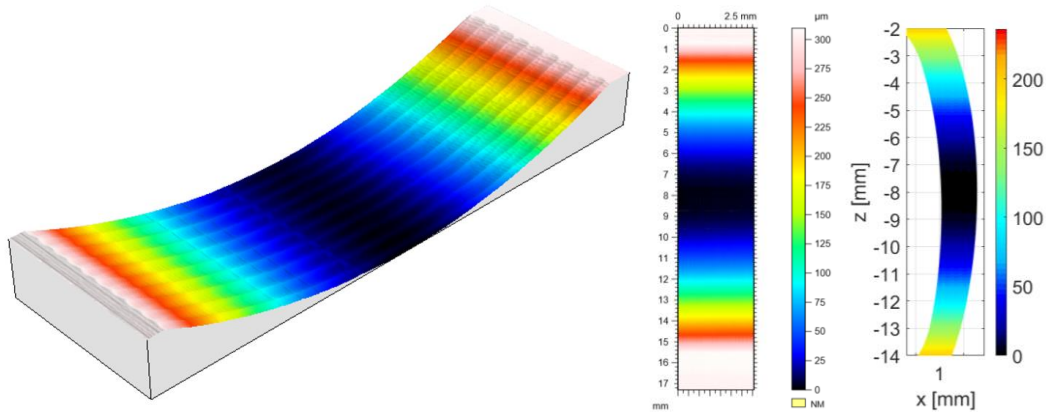


Figura 5. 5 Caso 1: Vistas 3D y 2D de la topografía medida (microscopio Leica) y la simulación realizada

Lo mismo se puede decir si se comparan los perfiles de rugosidad obtenidos en el modelo y los obtenidos en la medición del microscopio óptico confocal Leica. En la figura 5.6 se presentan los perfiles de rugosidad del punto más profundo de la ranura para los casos 1, 5 y 7. A la izquierda se encuentra la gráfica obtenida de la simulación (en color azul); mientras que a la derecha se puede observar la medición realizada en el microscopio (cut-off de 0,8 mm; color verde).

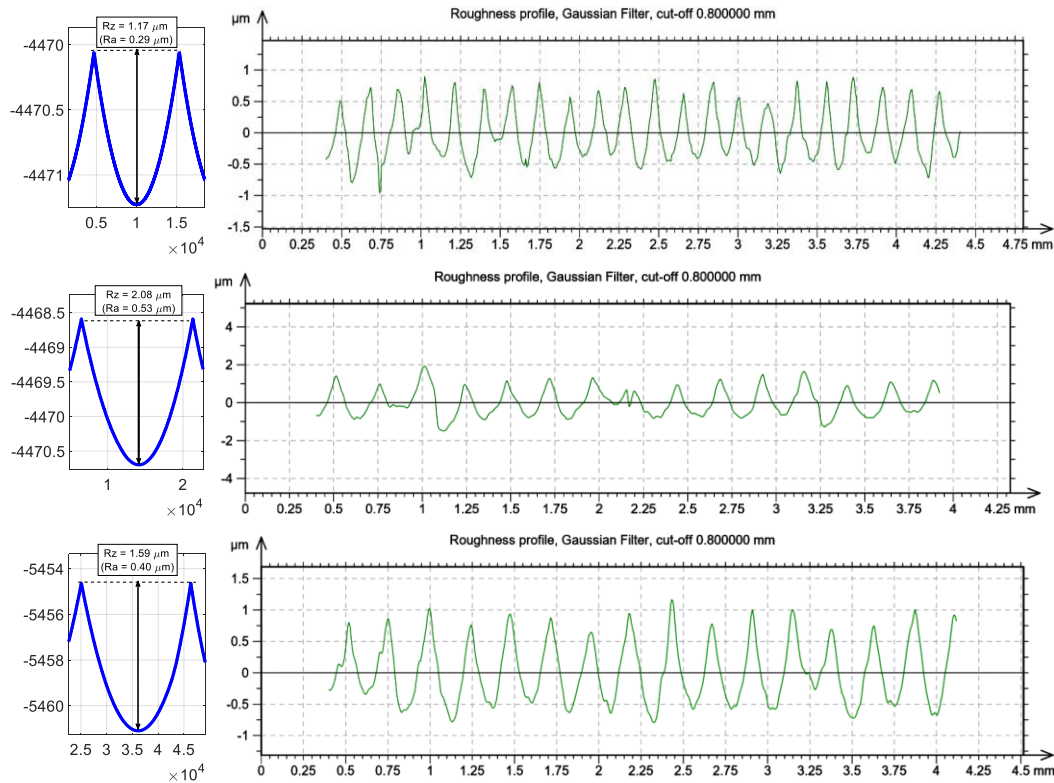


Figura 5. 6 Perfiles de rugosidad de los test 1, 5 y 7: simulación (azul) y medición Leica (verde)

Un aspecto a resaltar es que la calidad superficial se ve afectada por la orientación de la herramienta. En la figura 5.7 se muestra la variación del parámetro Ra de rugosidad a lo largo de la superficie mecanizada utilizando ángulos de tilt de 6, 8 y 10°. El uso de diferentes inclinaciones laterales conlleva el realizar el contacto con una zona del contorno con diferente radio $r(z)$ de la fresa de barril. Los ángulos de inclinación más altos conducen a una reducción de la calidad de la superficie debido a una disminución en el radio de la herramienta (más cerca de la punta de la herramienta).

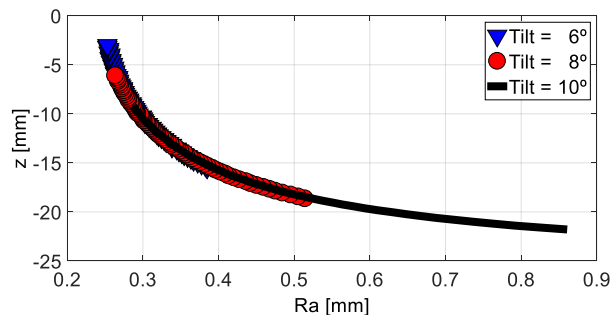


Figura 5. 7 Comparación de la rugosidad para diferentes ángulos tilt

Teniendo en cuenta que el radio (distancia al eje de rotación) es menor en el contorno cercano a la punta de la herramienta, se puede concluir que conviene utilizar ángulos de tilt reducidos

para obtener un mejor y más uniforme acabado. Hay que tener en cuenta que el uso del ángulo tilt está condicionado por la geometría de la pieza y el portaherramientas.

La esencia del uso del ángulo de lead es bastante diferente al del ángulo de tilt. En la práctica se utilizan bajos ángulos lead, a menudo inferiores a 6° , por lo que su efecto es más sutil. Este ángulo controla la rotación de la herramienta en el plano XZ, la rugosidad de la superficie (medida en la dirección Y) no se ve tan afectada. La figura 5.8 presenta la simulación de rugosidad promedio a lo largo de la huella para un avance por diente de $f_z = 0.06$ mm, profundidad radial $a_e = 0.3$ mm, velocidad de giro $S = 4.000$ rpm y ángulos de tilt $-6, -4, 0, 4$ y 6° . La rugosidad medida en el centro de la ranura se encuentra aproximadamente a $0.28 \mu\text{m}$ para cualquier ángulo de avance y la diferencia entre rugosidades para diferentes ángulos lead se mantiene para el resto de las profundidades.

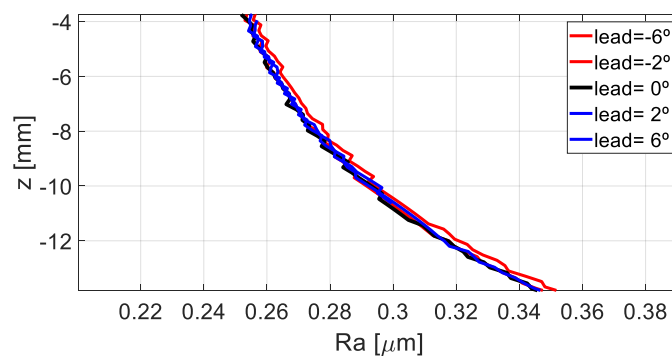


Figura 5. 8 Evolución de la rugosidad Ra a lo largo de z para diferentes ángulos de lead

En la figura 5.9 se simulan las topografías para diferentes ángulos de lead, eliminando el error de forma al igual que se ha realizado en el análisis del ángulo de hélice (figura 4.17),

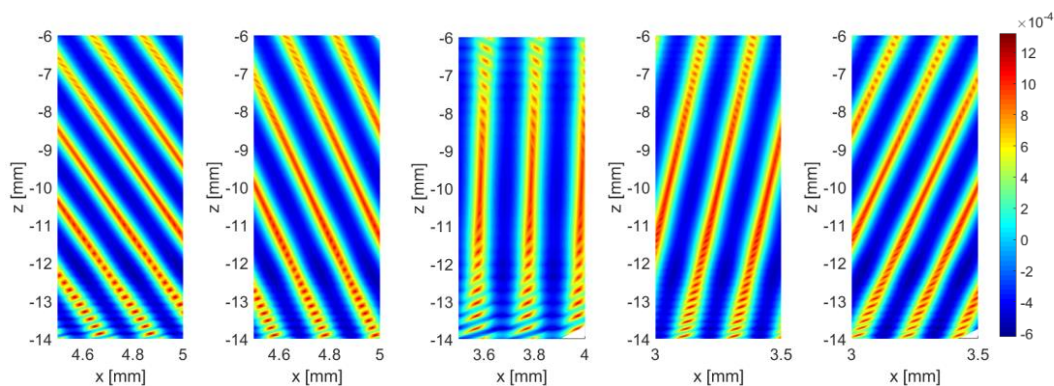


Figura 5. 9 Topografías superficiales eliminado el error de forma para diferentes ángulos lead (de izquierda a derecha: $-6^\circ, -4^\circ, 0^\circ, 4^\circ$ y 6°)

Se puede observar que el ángulo lead afecta a la inclinación del patrón de ondulación (de forma similar a la influencia del ángulo de hélice) pero no varía significativamente el promedio de rugosidad en una sección axial dada.

Por otro lado, se ha simulado la evolución de la rugosidad con el avance por diente para las dos herramientas de barril utilizadas. En la figura 5.10 se puede observar la simulación para las fresas de barril de diámetro 8 y 10 mm, para dos avances por diente diferentes. Se comprueba que aumentar la velocidad de avance tiende a aumentar el intervalo entre los valores de rugosidad máximo (zona inferior de la ranura) y mínimo (zona superior).

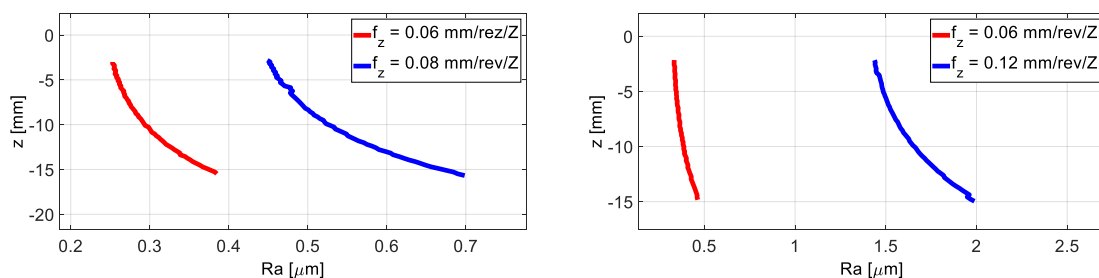


Figura 5. 10 Variación de la rugosidad para diferentes avances: a) Fresa diámetro 8 (casos 1 y 5);
b) Fresa diámetro 10 (casos 7 y 8)

Por último, se ha analizado el efecto del runout en los resultados. Tal y como se ha comentado anteriormente, en términos de la calidad superficial resultante, la inclusión del runout en el modelo da lugar a un ajuste más cercano entre las simulaciones y las mediciones experimentales. La gráfica de la izquierda de la figura 5.11 muestra como el error absoluto entre los resultados con o sin consideración del runout está por debajo del 5% para la mayoría de los casos, y por debajo del 10% para el caso más extremo. La segunda gráfica presenta los resultados para dos velocidades de avance diferentes (960 mm/min y 1920 mm/min). De nuevo, las predicciones con y sin runout están muy cercanas entre sí.

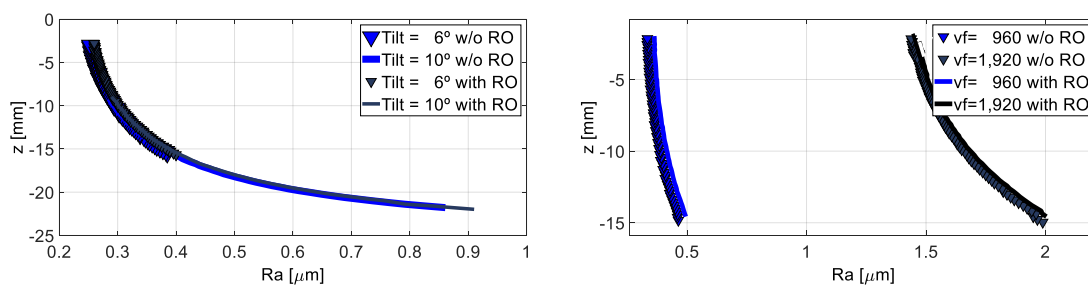


Figura 5. 11 Rugosidad considerando (with) y despreciando (w/o) el runout de la herramienta:
a) Fresa diámetro 8 (casos 1 y 3); b) Fresa diámetro 10 (casos 7 y 8)

5.4. VALIDACIÓN DEL MODELO DE FUERZAS MECANÍSTICO PARA FRESADO EN CINCO EJES CON FRESAS DE BARRIL

El proceso de validación experimental del modelo de fuerzas de corte para geometrías de fresa de barril se ha dividido en dos fases. En primer lugar, se ha realizado la caracterización del binomio herramienta-material que permite obtener los coeficientes de corte incluidos en el modelo. Posteriormente se ha realizado un análisis de validación, comparando las fuerzas simuladas y las medidas en el mecanizado, para diferentes configuraciones de operación.

5.4.1 Caracterización herramienta-material

Las pruebas de caracterización se han realizado en Al7075-T6 en un centro de mecanizado de 5 ejes ZV25 Ibarria / U600 EXTREME empleando una mesa dinamoétrica Kistler (9255B), un amplificador Kistler 5019 y un analizador OROS OR35 (figura 5.12). La arquitectura de la máquina es tal que la herramienta tiene tres ejes cartesianos XYZ y la pieza (y la mesa Kistler) dos ejes de giros A y C, que permiten orientar la herramienta. Combinando estos ejes de giro se obtienen los ángulos lead y tilt deseados respecto a la trayectoria y pieza. Para la realización de los ensayos se han seleccionado unas condiciones de corte (profundidad radial a_e , velocidad de corte v_c y avance por diente f_z) dentro del rango recomendado por el proveedor de la herramienta.



Figura 5. 12 Centro de mecanizado, mesa dinamoétrica, amplificador y analizador de señales

La velocidad del husillo puede estar limitada por las condiciones de medición. Por un lado, la mesa Kistler tiene una frecuencia natural cercana a $f_n = 2.500$ Hz que obliga a trabajar por debajo de $f_n/3$ (833 Hz). Sin embargo, el mayor problema es adquirir un número suficiente de muestras por período. Para una velocidad de giro del husillo de 4.000 rpm (67 Hz) y 16.384

muestras por segundo, hay disponibles 245 puntos por período. Las velocidades de husillo más altas reducen significativamente la precisión del muestreo.

Para una mayor generalidad y consistencia del modelo, es conveniente programar más pruebas de corte que las estrictamente necesarias. Matemáticamente no es un problema: las pruebas adicionales se integran teniendo en cuenta la suma de las fuerzas promedio de los ensayos de corte y sus integrales asociadas. En este caso, la herramienta en forma de barril es muy sensible al nivel de inmersión radial (a_e) porque acentúa la profundidad de corte axial asociada ($a_p(a_e)$). Por lo tanto, tenemos cuatro parámetros, pero sólo tres de ellos son independientes. Se han realizado 18 ensayos de mecanizado a velocidades de husillo $S = 4.000$ y 6.000 rpm, profundidades radiales de corte $a_e = 0.1 - 0.4 - 0.7$ mm y avances por diente $f_z = 0.04 - 0.06 - 0.08$ mm. Los principales parámetros de mecanizado y el rango de trabajo se encuentran recogidos en la tabla 5.6.

Tabla 5. 6 Condiciones de los ensayos de caracterización y coeficientes de corte K_{tc} , K_{rc} , K_{ac}

Condiciones de corte	Parámetros fresa
Material: Al 7075 T6	Fresa de barril
Profundidad radial a_e : 0.1 - 0.7 mm	D : 8 mm
Avance por diente f_z : 0.04 - 0.08 mm/Z	$D2$: 160 mm
Velocidad de giro S : 4,000 - 6,000 rpm	Filos Z : 3
Operación	Ángulo de hélice: 30°
Concordancia	Radio de punta: 1 mm

5.4.2 Verificación experimental del modelo de fuerzas

Para la verificación del modelo, las operaciones de mecanizado se han realizado en el mismo centro de mecanizado de 5 ejes (ver figura 5.12). Los ensayos experimentales incluyen: 1) operaciones rectas con ángulo tilt (a), y lead (b); tilt y lead combinados (c); 2) Trayectorias circulares en cinco ejes combinando ángulo tilt y lead (d). Las fuerzas de corte se han comparado cualitativamente con la evolución a lo largo del tiempo, pero también cuantitativamente, calculando el valor cuadrático medio de los valores numéricos ($F_{RMS} =$

$$\sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n F_i^2}.$$

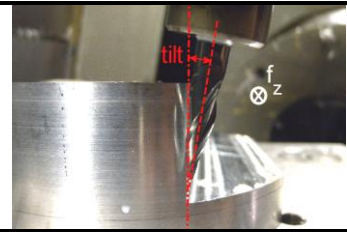
a) Operaciones con ángulo tilt: El ángulo tilt es fundamental a la hora de mecanizar con fresa de barril, especialmente cuando el contorno del flanco hace tangencia en el mango. Es necesario

inclinan la herramienta respecto de la pared para utilizar el flanco y evitar el contacto con el mango.

El procedimiento para posicionar la herramienta respecto a la pieza en los test experimentales ha sido el siguiente: 1) Posicionar la punta de la herramienta en una coordenada $X > 0$ y $Z > 0$ (la recta $X=0$ con origen en $Y=0, Z=0$ coincide con la arista superior de la pared); 2) Activar la función tool centre point (TCP) con M128, con la cual el sistema de coordenadas XYZ gira sólido con el plato; 3) Girar alrededor del eje A el ángulo tilt deseado; 4) Desplazarse en el eje Y la profundidad radial correspondiente y descender la herramienta en Z para que toda la ranura este dentro de la pared.

Con la geometría de fresa utilizada, los valores típicos para el mecanizado de álabes en 5 ejes son entre 6 y 10°. Una vez realizada la orientación entre pieza y herramienta, los ángulos de rotación se bloquean durante el mecanizado. Para verificar las fuerzas simuladas y las medidas, se adaptan al sistema de referencia **fcn**. En la tabla 5.7 se recogen las condiciones de corte de los ensayos con ángulo tilt.

Tabla 5. 7 Condiciones de los ensayos con ángulo tilt

	Caso	1	2	3
	Tilt [°]	6	8	10
	a_e [mm]	0.3	0.3	0.3
	f_z [mm]	0.06	0.06	0.06
	S [rpm]	6,000	5,000	4,000
	v_f [mm/min]	720	720	720

En la tabla 5.8 se recogen las fuerzas medias obtenidas de la medición de los test y las simuladas mediante el modelo.

Tabla 5. 8 Fuerzas medias experimentales y simuladas de los ensayos con ángulo tilt

Caso	Lead [°]	Tilt [°]	a_c [mm]	Fuerzas (RMS) - Experimentales			Fuerzas (RMS) - Simulaciones		
				F_f [N]	F_c [N]	F_n [N]	F_f [N]	F_c [N]	F_n [N]
1	0	6	0.3	40.93	55.03	16.26	41.96	60.66	18.56
2	0	8	0.3	50.96	69.95	18.06	49.09	69.48	22.16
3	0	10	0.3	58.36	83.46	19.03	53.79	86.89	23.01

En la figura 5.12 se comparan las gráficas de las fuerzas de corte reales y las simuladas para los tres casos de ángulo tilt. En las fuerzas de corte resultantes, los dientes de corte muestran un comportamiento de corte variable dependiendo del área de herramienta en contacto. Tal y

como se analiza en el apartado 4.3.3, esta área varía de una inclinación a otra. Además, se puede observar como la influencia del diente de referencia cambia debido al runout variable.

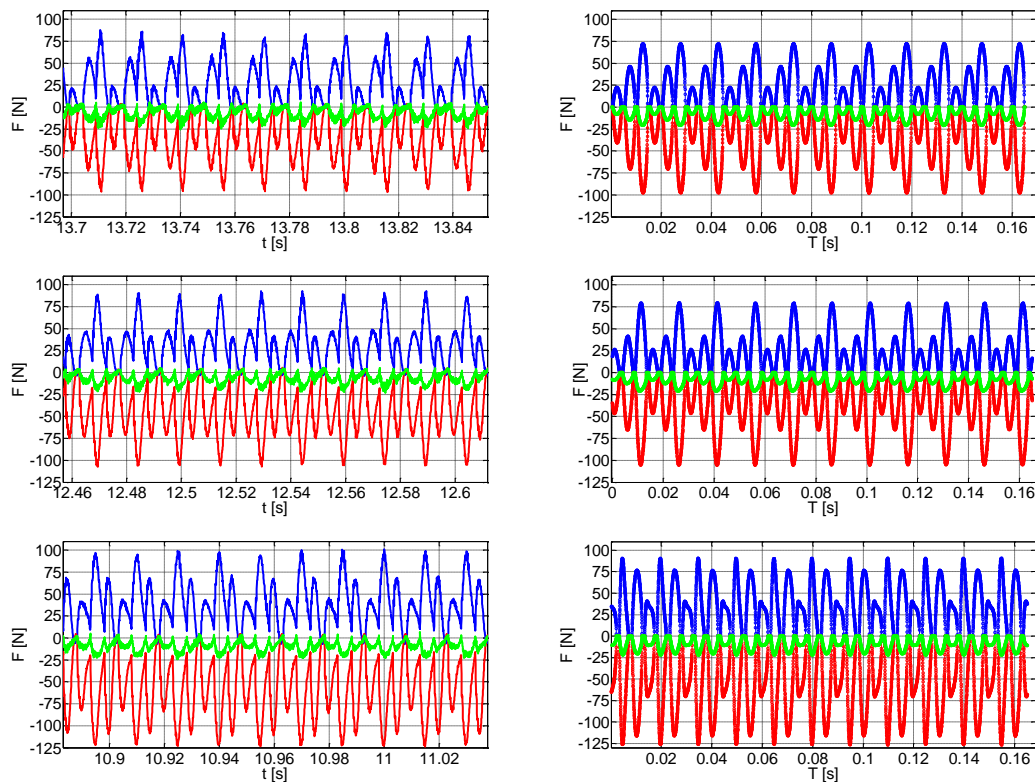


Figura 5. 13 Fuerzas de corte medidas y simuladas: casos 1 / 2 / 3 ángulo tilt

b) Operaciones con ángulo lead: El ángulo lead desempeña un papel menor en las operaciones de semiacabado y acabado con fresas de barril y no tiene sentido si no se combina con el ángulo tilt. Sin embargo, para fines de validación, se han realizado algunas pruebas de corte. El procedimiento para posicionar la herramienta respecto de la pieza antes de ejecutar el programa de mecanizado ha sido el siguiente: 1) Ubicar la herramienta en $X > 0$ y $Z > 0$; 2) Habilitar el TCP (M128); 3) Girar el eje C 90° ; 4) Girar el eje A (coincidente con el ángulo lead). 5) Desplazarse en los ejes Y y Z la profundidades correspondientes.

Tabla 5. 9 Condiciones de los ensayos con ángulo lead

	Case	1	2
	Tilt [°]	0	0
	Lead [°]	2	6
	a_e [mm]	0.9	0.9
	f_z [mm]	0.06	0.06
	S [rpm]	4,000	4,000
	v_f [mm/min]	720	720

En este caso, los valores típicos para el ángulo tilt varían entre 2-6°. Se observa una influencia mínima de este parámetro tanto en el caso de las fuerzas de corte experimentales como en las simuladas. En la tabla 5.10 y las gráficas de la figura 5.14 se comparan los resultados experimentales y las predicciones realizadas con el modelo.

Tabla 5. 10 Fuerzas medias experimentales y simuladas de los ensayos con ángulo lead

Caso	Lead [°]	Tilt [°]	a_e [mm]	Fuerzas (RMS) - Experimental			Fuerzas (RMS) - Simulations		
				F_f [N]	F_c [N]	F_n [N]	F_f [N]	F_c [N]	F_n [N]
1	2	0	0.9	45.39	64.02	15.31	43.94	66.23	17.14
2	4	0	0.9	47.01	68.78	16.67	44.51	67.78	18.23
3	6	0	0.9	46.22	69.24	19.01	43.21	67.96	20.18

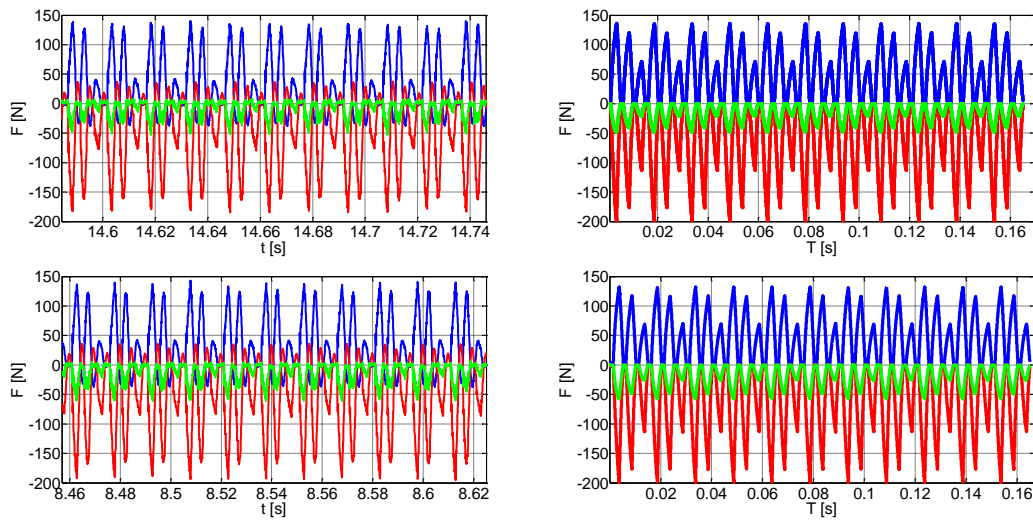


Figura 5. 14 Fuerzas de corte medidas y simuladas: casos 1 / 2 ángulo lead

c) Operaciones con ángulos lead y tilt: En este caso, se ha utilizado NX para calcular la combinación de giros de A y C correspondiente a los ángulos lead y tilt deseados. Los pasos para el posicionamiento previo al ensayo son: 1) Situar la herramienta en $X > 0$ y $Z > 0$; 2) Habilitar TCP (M128); 3) Girar los ejes C y A los ángulos calculados para cada combinación de ángulo lead-tilt. En la tabla 5.11 muestra las condiciones utilizadas para estos ensayos.

Tabla 5. 11 Condiciones de los ensayos con ángulos lead y tilt

Caso	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Tilt [°]	6	8	10	6	8	10	6	8	10
Lead [°]	2	2	2	4	4	4	6	6	6
a_e [mm]	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3
f_c [mm]	0.06	0.06	0.06	0.06	0.06	0.06	0.06	0.06	0.06
S [rpm]	4,000	4,000	4,000	4,000	4,000	4,000	4,000	4,000	4,000
v_f [mm/min]	720	720	720	720	720	720	720	720	720

La figura 5.15 muestra las tres fuerzas de corte cuando el ángulo lead es 4° (los casos 4 y 5 con 6). Debido a que está acoplada una zona diferente de la herramienta, se encuentra un patrón de corte variable para los tres dientes. En otras palabras, cuanto más inclinada es la herramienta, más cerca estamos de la punta de la herramienta (lo que lleva a diferentes diámetros de herramienta $r(z)$ y valores de runout).

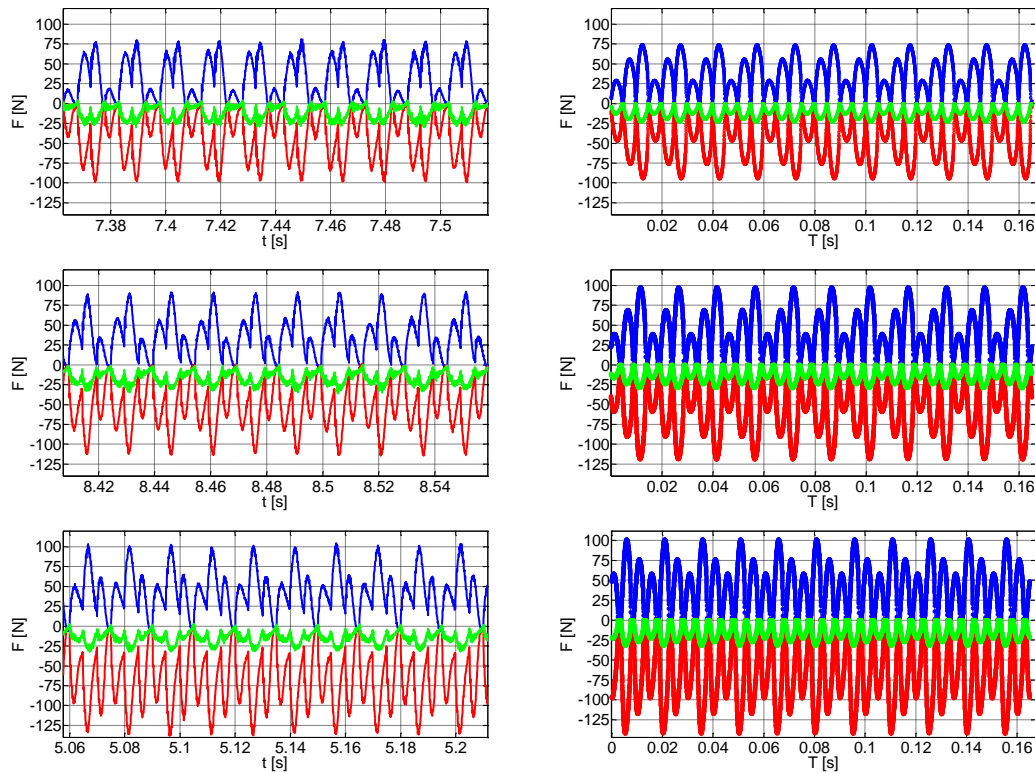


Figura 5.15 Fuerzas de corte medidas y simuladas: casos 4 / 5/ 6 ángulo lead + tilt

En la tabla 5.12 se recogen las fuerzas medidas y experimentales de los casos de combinación de ángulos lead y tilt. De manera global las predicciones realizadas resultan aceptables.

Tabla 5.12 Fuerzas medias experimentales y simuladas de los ensayos con ángulos lead y tilt

Caso	Lead [°]	Tilt [°]	Fuerzas (RMS) - Experimental			Fuerzas (RMS) - Simulations		
			F_f [N]	F_c [N]	F_n [N]	F_f [N]	F_c [N]	F_n [N]
1	2	6	43.95	60.28	16.80	41.86	62.18	14.63
2	2	8	48.86	70.06	17.51	48.46	70.99	16.79
3	2	10	57.26	86.51	20.09	58.20	87.01	19.55
4	4	6	41.07	57.01	15.16	40.44	58.82	15.87
5	4	8	47.83	68.96	18.02	46.58	69.67	18.23
6	4	10	57.85	89.86	19.65	55.29	85.16	20.75
7	6	6	41.10	58.49	17.56	39.33	60.42	17.06
8	6	8	49.70	73.49	20.15	44.76	67.89	19.63
9	6	10	57.35	89.99	23.06	52.67	82.82	22.63

d) **Operaciones con interpolaciones en cinco ejes:** En este ensayo de validación se han generado en NX trayectorias en 5 ejes (una para cada combinación de lead-tilt) para mecanizar una pasada en una superficie cilíndrica cuyo eje de revolución no coincide con el del plato divisor. Para obtener una superficie cilíndrica uniforme se ha realizado una operación previa de limpieza con una fresa frontal en cinco niveles. En las imágenes de la tabla 5.13 se observan la trayectoria para la operación de limpieza y la simulación en NX de la operación en cinco ejes con la fresa de barril.

Tabla 5.13 Condiciones del ensayo en cinco ejes interpolados

Caso	1	2	3	4	5	6
Tilt [°]	6	8	10	6	8	10
Lead [°]	0	0	0	6	6	6
a_e [mm]	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3
f_z [mm]	0.06	0.06	0.06	0.06	0.06	0.06
S [rpm]	4,000	4,000	4,000	4,000	4,000	4,000
v_f [mm/min]	720	720	720	720	720	720

A diferencia de los ensayos anteriormente realizados, la trayectoria no es una línea recta, sino que es circular. Esto genera que las fuerzas medidas sobre la mesa varían continuamente debido al movimiento instantáneo de la mesa dinamométrica, por lo que deben ser transformadas para ser comparables a las simuladas (ver figura 5.16).

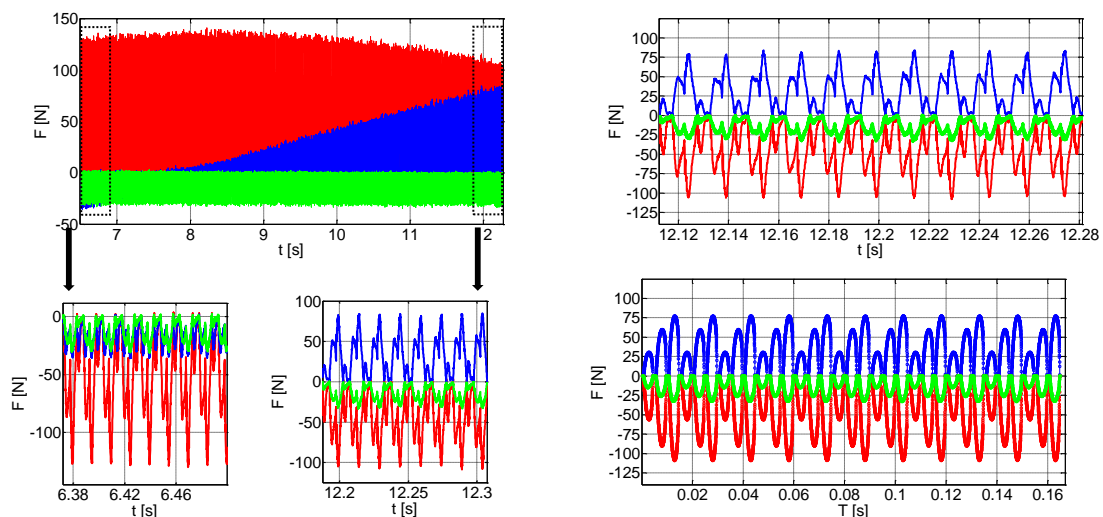


Figura 5.16 Caso 4: $a_e = 0.3$ mm / tilt = 6° / lead = 6° / $S = 4,000$ rpm / $f_z = 0.06$ mm; a) Fuerzas medidas (arriba): ampliación zona inicial y final (abajo) de la operación; b) Fuerzas postprocesadas (arriba) y simuladas (abajo)

Debido a que la velocidad de avance no es elevada y no se realizan giros bruscos, no se han considerado los efectos de inercia de la rotación, considerando sólo criterios geométricos. Comparando los resultados de la simulación y los experimentos, se comprueba que la suposición es apropiada. En la figura 5.16 y la tabla 5.14 se comparan las fuerzas de corte medidas y las simuladas para el caso 4. Al igual que en las fases anteriores, se puede comprobar que las fuerzas de corte predecidas por el modelo se adecuan a las reales, tanto cuantitativa como cualitativamente.

Tabla 5. 14 Fuerzas medias experimentales y simuladas de los ensayos en cinco ejes

Case	Lead [°]	Tilt [°]	Forces (RMS) - Experimental			Forces (RMS) - Simulations		
			F_f [N]	F_c [N]	F_n [N]	F_f [N]	F_c [N]	F_n [N]
1	0	6	43.97	62.30	13.50	41.56	63.96	13.94
2	0	8	49.07	71.85	14.50	47.53	73.07	16.15
3	0	10	59.08	92.12	17.69	53.90	89.51	18.86
4	6	6	38.36	63.22	17.82	42.70	62.34	16.80
5	6	8	51.22	72.23	20.22	48.80	70.89	19.07
6	6	10	61.06	91.90	21.89	56.32	86.98	21.74

CAPÍTULO 6. APORTACIONES Y LÍNEAS FUTURAS

Los rotores de álabes integrados están siendo cada vez más utilizados en los motores aeronáuticos, debido a sus ventajas en cuanto a fiabilidad, reducción del peso, eficiencia y reducción de ruido. Estos componentes están formados por geometrías complejas y paredes esbeltas; y se fabrican con materiales de baja maquinabilidad, dando lugar a un proceso de mecanizado muy complejo.

6.1. APORTACIONES

Partiendo de la necesidad de incrementar la fiabilidad del proceso de mecanizado en cinco ejes de discos integrales rotativos, en el presente trabajo se ha propuesto una metodología de diseño y verificación de operaciones de fresado en cinco ejes. Para ello, se ha realizado una revisión del estado de la técnica y una fase experimental, para conocer el proceso, así como los

problemas que no han sido resueltos. A continuación, se resumen las aportaciones más relevantes realizadas:

- Se ha realizado una fase experimental de fabricación de geometrías de impeller y blisk, que ha permitido proponer una nueva metodología de generación de operaciones de fresado en cinco ejes de IBR-s. En esta etapa se han estudiado y analizado los diferentes tipos de operaciones de desbaste y acabado, así como las herramientas de geometría tradicional y las de nuevo diseño. En concreto, existe gran interés en introducir las nuevas geometrías de fresa de barril en operaciones de semiacabado y acabado de álabes. El elevado radio de curvatura del contorno permite reducir el número de pasadas, y por tanto el tiempo de mecanizado, en comparación con fresas de punta esférica del mismo tamaño. En los test realizados se ha validado el uso del CAM NX como herramienta de generación de operaciones de mecanizado periférico en cinco ejes de superficies alabeadas con herramientas de fresa de barril.

- La geometría del álabe está estrechamente ligada a la aerodinámica, y por lo tanto a la eficiencia del proceso termodinámico. La simulación de arranque de material del software CAM, se basa en una geometría de herramienta simplificada, por lo que en la metodología propuesta se incluye una etapa de predicción de la geometría resultante del mecanizado incluyendo la geometría real del filo de la herramienta. Con este objetivo, se han desarrollado dos modelos que permiten simular la topografía superficial del mecanizado:
 - a) Por un lado, se ha validado un modelo de predicción basado en la substracción de sólidos, para operaciones de fresado periférico con fresa cilíndrica considerando la flexión estática de la pared. Para ello, se ha apoyado en la potencialidad de las herramientas de modelado sólido de la aplicación CAD NX, que permite combinar las geometrías reales de la herramienta y pieza, con la cinemática del proceso.
 - b) Por otro lado, se ha desarrollado un modelo de predicción de la topografía y rugosidad para operaciones de cinco ejes con fresas de barril. En el mismo se ha incluido el runout medido a lo largo del eje de la herramienta.

- Otro aspecto de interés en el diseño de operaciones de mecanizado de IBR-s es analizar las fuerzas de corte generadas durante el proceso. Se ha desarrollado un modelo de predicción de fuerzas de corte para geometrías de fresa de barril, para condiciones de corte estacionarias y en las que no se producen deflexión de pieza o herramienta. Al igual que en el modelo de topografía se han incluido un runout variable y la orientación angular del eje de la herramienta. Se ha utilizado un tipo de modelo mecánico o semi-empírico que incluye una fase inicial de caracterización del binomio herramienta-material.

6.2. LÍNEAS FUTURAS

Como primer bloque de líneas futuras de investigación se citarán aspectos que complementen y mejoren el trabajo desarrollado en esta tesis doctoral:

- En el campo de diseño de trayectorias mediante CAM, se puede destacar el estudio de aplicaciones que generen de manera automatizada operaciones de desbaste en cinco ejes para geometrías de forma general, incluyendo patrones como el trocoidal o el fresado en penetración, aplicable a todo tipo de geometrías de herramienta, configurando ángulos lead y tilt variables a lo largo de la geometría y pudiendo ajustar el tramo de contorno de herramienta con el que se quiere mecanizar.
- Extensión de la metodología validada a:
 - a) Materiales de baja maquinabilidad utilizados en IBR-s como las aleaciones de titanio y níquel.
 - b) Trayectorias en cinco ejes reales de álabes de IBR-s.
 - c) Operaciones de semiacabado o acabado en el que la geometría de partida no sea homogénea, por ejemplo, después de un desbaste.
 - d) Operaciones de mecanizado con fresa de barril con flexión de pared o vibraciones.

Por otro lado, hay que tener en cuenta que la tendencia actual de los procesos de mecanizado es avanzar en la monitorización y modelización de variables del proceso. Teniendo esto en cuenta se considera que se puede avanzar en las siguientes líneas de investigación:

- La interconexión en un único entorno, de las herramientas tradicionales de diseño y generación de operaciones de mecanizado basadas en cálculos geométricos, con modelos físicos que tengan en cuenta la rigidez y el amortiguamiento local en el contacto herramienta pieza. En este sentido, entre las posibilidades de análisis a realizar por el usuario CAM se puede citar el uso de la geometría real de la herramienta y las características mecánicas reales de herramienta y pieza, para predecir de manera fiable parámetros como la rugosidad en la superficie, las fuerzas de corte a lo largo de trayectorias, la deformación de la pieza durante el mecanizado o la existencia de vibraciones.
- Otro aspecto en el que profundizar es la geometría de la herramienta, siendo una línea posible la optimización de esta mediante un estudio pormenorizado que tenga en cuenta la geometría de pieza las estrategias y técnicas de mecanizado, con el objetivo de realizar un mecanizado fiable y productivo.
- La sensorización y captura de datos, junto con la monitorización de parámetros del proceso es otra rama de investigación en ascenso, y que posibilitaría realimentar el proceso de diseño y simulación, y que el sistema aprenda de datos históricos de: materiales, geometrías de herramienta, o de parámetros como las fuerzas de corte, desgaste de herramienta, potencia de máquina, vibraciones, errores dimensional o rugosidad.

BIBLIOGRAFÍA

- [AADKTN, 2011] *UK Air Vehicle Technology. A review by the Materials & Structures National Technical Committee: Engines and Powerplants, Aerospace, Aviation & Defence Knowledge Transfer Network*, www.aadktn.co.uk, 2011.
- [ACARE, 2011] *ACARE: Flightpath 2050 - Europe's Vision for Aviation*, European Commission, 2011, <http://ec.europa.eu/transport/modes/air/doc/flightpath2050.pdf>; (último acceso: 16/06/2018)
- [Airbus, 2017] *Global Market Forecast 2017-2036*, Airbus, 2017, <http://www.airbus.com/aircraft/market/global-market-forecast.html>; (último acceso: 16/06/2018)
- [Altintas et al., 1992] Y. Altintas, D. Montgomery, E. Budak, *Dynamic Peripheral Milling of Flexible Structures*, *Journal of Engineering for Industry*, vol. 114-2, pp. 137-145, 1992.
- [Altintas y Budak, 1995] Y. Altintas, E. Budak, *Analytical Prediction of Stability Lobes in Milling*, *CIRP Annals*, vol. 44-1, pp. 357-362, 1995.
- [Altintas y Lee, 1996] P. Lee, Y. Altintas, *Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data*, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 36-9, pp. 1059-1072, 1996.
- [Altintas y Lee, 1996] Y. Altintas, P. Lee, *A general mechanics and dynamics model for helical end mills*, *CIRP Annals*, vol. 45-1, pp. 59-64, 1996.
- [Altintas, 2012] Y. Altintas, *Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design*, Cambridge University Press, ISBN: 9780521172479, 2012.
- [Al-Zubaidi, 2011] S. Al-Zubaidi, J.A. Ghani, C.H. Che Haron, *Application of ANN in Milling Process: A Review*, *Modelling and Simulation in Engineering*, vol. 2011, pp. 1-7 pages, 2011.
- [Aniekan et al., 2016] E.I. Aniekan, O. Ikechukwu, P.O. Ebunilo, E. Ikpe, *Material Selection for High Pressure (HP) Compressor Blade of an Aircraft Engine*, *International Journal of Advanced Materials Research*, vol. 2-4, pp. 59-65, 2016.
- [Antoniadis et al., 2003] A. Antoniadis, C. Savakis, N. Bilalis, A. Balouktsis, *Prediction of Surface Topomorphy and Roughness in Ball-End Milling*, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 21-12, pp. 965-971, 2008.

- [Antoniadis, 2001] A. Antoniadis, *Simulation of Milled Surface Topomorphy*, International Journal of Modelling and Simulation, vol. 21-4, pp. 271-274, 2001.
- [Appel, 2010] F. Appel, *TiAl Intermetallics*, Encyclopedia of Aerospace Engineering (eds R. Blockley and W. Shyy), ISBN: 9780470686652, 2010.
- [Aquarese, 2015] *High-Pressure abrasive waterjet cutting and machining*, <http://www.aquarese.fr/procedes/waterjet-cutting/?lang=en> (último acceso: 20/06/2018)
- [Aras y Yip-Hoy, 2012] E. Aras, D. Yip-Hoy, *State-of-the-art in geometric modeling for virtual machining*, Proceedings of the ASME International Design Engineering Technical Conferences & Computers and Information in Engineering Conference IDETC/CIE, 2012.
- [Arizmendi et al., 2008] M. Arizmendi, J. Fernández, L.N. López de Lacalle, A. Lamikiz, A. Gil, J.A. Sánchez, F.J. Campa, F. Veiga, *Model development for the prediction of surface topography generated by ball-end mills taking into account the tool parallel axis offset. Experimental validation*, CIRP Annals, vol. 57-1, pp. 101-104, 2008.
- [Arizmendi et al., 2009A] M. Arizmendi, J. Fernández, A. Gil, F. Veiga, *Effect of tool setting error on the topography of surfaces machined by peripheral milling*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 49-1, pp. 36-52, 2009.
- [Arizmendi et al., 2009B] M. Arizmendi, F.J. Campa, J. Fernández, L.N. López de Lacalle, A. Gil, E. Bilbao, F. Veiga, A. Lamikiz, *Model for surface topography prediction in peripheral milling considering tool vibration*, CIRP Annals, vol. 58-1, pp. 93-96, 2009.
- [Arizmendi et al., 2010] M. Arizmendi, J. Fernández, A. Gil, F. Veiga, *Model for the prediction of heterogeneity bands in the topography of surfaces machined by peripheral milling considering tool runout*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 50-1, pp. 51-64, 2010.
- [Armarego y Epp, 1970] E.J.A. Armarego, C.J. Epp, *An investigation of zero helix peripheral up-milling*, International Journal of Machine Tool Design and Research, vol. 10-2, pp. 273-291, 1970.
- [Armarego y Whitfield, 1985] E.J.A. Armarego, R.C. Whitfield, *Computer Based Modelling of Popular Machining Operations for Force and Power Prediction*, CIRP Annals, vol. 34-1, pp. 65-69, 1985.
- [Arrazola et al., 2013] P.J. Arrazola, T. Özel, D. Umbrello, M. Davies, I.S. Jawahir, *Recent advances in modelling of metal machining processes*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, vol. 62-2, pp. 695-718, 2013.

- [Astakhov, 1998] V.P. Astakhov, *Metal Cutting Mechanics*, CRC Press, ISBN: 9780849318955, 1998.
- [Astakhov, 2006] V. P. Astakhov, *An opening historical note*, International Journal of Machining and Machinability of Materials, vol. 1-1, pp. 3-11, 2006.
- [Ayesta et al., 2016] I. Ayesta, B. Izquierdo, J.A. Sanchez, J.M. Ramos, S. Plaza, I. Pombo, N. Ortega, *Optimum electrode path generation for EDM manufacturing of aerospace components*, Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, vol. 37, pp. 273-281, 2016.
- [Babin et al., 1985] T.S. Babin, J.M. Lee, J.W. Sutherland, S.G. Kapoor, *A model for end milled surface topography*, Proceedings of the 13th North American Metalworking Research Conference, pp. 362-368, 1985.
- [Bammert y Woelk, 1980] K. Bammert, G.U. Woelk, *The Influence of the Blading Surface Roughness on the Aerodynamic Behavior and Characteristic of an Axial Compressor*, Journal of Engineering for Power, vol. 102-2, pp. 283-287, 1980.
- [Benardos y Vosniakos, 2003] P.G. Benardos, G.C. Vosniakos, *Predicting surface roughness in machining: a review*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 43-8, pp. 833-844, 2003.
- [Bhattacharjee et al., 2017] A. Bhattacharjee, B. Saha, J.C. Williams, *Titanium Alloys: Part 2-Alloy Development, Properties and Applications*, Aerospace Materials and Material Technologies Volume 1: Aerospace Materials, Springer Science+Business Media Singapore, ISBN: 978-981-10-2133-6, 2017.
- [Bierman et al., 2010] D. Biermann, P. Kersting, T. Surmann, *A general approach to simulating workpiece vibrations during five-axis milling of turbine blades*, CIRP Annals, vol. 59-1, pp. 125-128, 2010.
- [Biollo y Benini, 2011] R. Biollo, E. Benini, *State-of-Art of Transonic Axial Compressors*, Advances in Gas Turbine Technology, In Tech, ISBN: 978-953-307-611-9, 2011.
- [Boeing, 2017] *Current Market Outlook 2017-2036*, Boeing, 2017, <http://www.boeing.com/commercial/market/current-market-outlook-2017/>; (último acceso: 16/06/2018)
- [Bohez, 1997] E.L.J. Bohez, S.D.R. Senadhera, K. Pole, J.R. Duflou, T. Tar, *A geometric modeling and five-axis machining algorithm for centrifugal impellers*, Journal of Manufacturing Systems, vol. 16-6, pp. 422-436, 1997.
- [Bons, 2010] J.P. Bons, *A Review of Surface Roughness Effects in Gas Turbines*, Journal of Turbomachinery, vol. 132-2, pp. 021004-021004-16, 2010.

- [Boston et al, 1937] O.W. Boston, W.W. Gilbert, K.B. Kaiser, *Power and forces in milling SAD 3150 with helical mills*, Transactions of the ASME, vol. 59-2, pp. 545, 1937.
- [Bouhadja y Bey, 2014] K. Bouhadja, M. Bey, *Classification of Simulation Methods in Machining on Multi-axis Machines*, Proceedings of the World Congress on Engineering WCE, 2014.
- [Bouzakis et al.,2003] K.D. Bouzakis, P. Aichouh, K. Efstathiou, *Determination of the chip geometry, cutting force and roughness in free form surfaces finishing milling, with ball end tools*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 43-5, pp. 499-514, 2003.
- [Boz et al., 2011] Y. Boz, H. Erdim, I. Lazoglu, *Modeling Cutting Forces for Five Axis Milling of Sculptured Surfaces*, Advanced Materials Research, vol. 223, pp. 701-712, 2011.
- [Boz et al., 2012] Y. Boz, S.E.L. Khavidaki, H. Erdim, I. Lazoglu, *High Performance 5-Axis Milling of Complex Sculptured Surfaces*, Machining of Complex Sculptured Surfaces. Springer London, pp. 67-125, ISBN: 978-1-4471-2355-2, 2012.
- [Brecher et al., 2009] C. Brecher, W. Lohse, M. Vittr, *CAX Framework for Planning Five-Axis Milling Processes*, Proceedings of the 6th CIRP-Sponsored International Conference on Digital Enterprise Technology. Advances in Intelligent and Soft Computing, vol. 66, Springer, ISBN: 978-3-642-10429-9, 2009.
- [Buchbinder, 2014] D. Buchbinder, *Fraunhofer ILT: Partner for Innovations*, 2014.
- [Budak et al, 1996] E. Budak, Y. Altintas, E.J.A. Armarego, *Prediction of milling force coefficients from orthogonal cutting data*, ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 118-2, pp. 216-224, 1996.
- [Budak et al., 2009] E. Budak, E. Ozturk, L.T. Tunc, *Modeling and simulation of 5-axis milling processes*, CIRP Annals, vol. 58-1, pp. 347-350, 2009.
- [Budak y Altintas, 1995] E. Budak, Y. Altintas, *Modeling and avoidance of static form errors in peripheral milling of plates*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 35-3, pp. 459-476, 1995.
- [Budak y Altintas, 1998] E. Budak, Y. Altintas, *Analytical Prediction of Chatter Stability in Milling-Part I: General Formulation*, Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control, vol. 120-1, pp. 22-30, 1998.

-
- [Budak y Kops, 2000] E. Budak, L. Kops, *Improving Productivity and Part Quality in Milling of Titanium Based Impellers by Chatter Suppression and Force Control*, CIRP Annals, vol. 49-1, pp. 31-36, 2000.
- [Buj-Corral et al., 2011] I. Buj-Corral, J. Vivancos-Calvet, H. González-Rojas, *Influence of feed, eccentricity and helix angle on topography obtained in side milling processes*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 51-12, pp. 889-897, 2011.
- [Buj-Corral et al., 2012] I. Buj-Corral, J. Vivancos-Calvet, A. Domínguez-Fernández, *Surface topography in ball-end milling processes as a function of feed per tooth and radial depth of cut*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 53-1, pp. 151-159, 2012.
- [Bußmann et al., 2005] M. Bußmann, J. Kraus, E. Bayer, *An Integrated Cost-Effective Approach to Blisk Manufacturing*, Proceedings of 17th Symposium on Air Breathing Engines, ISABE, Munich, 2005.
- [Bußmann y Bayer, 2013] M. Bußmann, E. Bayer, *Market-Oriented Blisk Manufacturing - A Challenge for Production Engineering*, MTU Aero Engines, 2013.
- [Bußmann y Bayer, 2009] M. Bußmann, E. Bayer, *Blisk Production of the Future Technological and Logistical Aspects of Future-Oriented Construction and Manufacturing Processes of Integrally Bladed Rotors*, 19th ISABE International Symposium on Airbreathing, Montreal, 2009.
- [Cai et al., 2010] Y. Cai, Lizhen, Panxin, *A geometrical simulation of ball end finish milling process and its application for the prediction of surface topography*, International Conference on Mechanic Automation and Control Engineering, Wuhan, pp. 519-522, 2010.
- [Campbell, 2006] F.C. Campbell, *Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials*, Elsevier, ISBN: 978-1-85-617495-4, 2006.
- [Campomanes y Altintas, 2003] M.L. Campomanes, Y. Altintas, *An Improved Time Domain Simulation for Dynamic Milling at Small Radial Immersions*, Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 125-3, pp. 416-422, 2003.
- [Castagnetti et al., 2008] C. Castagnetti, E. Duc, P. Ray, *The domain of admissible orientation concept: a new method for five-axis tool path optimisation*, Computer-Aided Design, vol. 40-9, pp. 938-950, 2008.

- [Chatterjee, 2011] A. Chatterjee, *Titanium in Aero-Engines Developments and the Way Forward*, Rolls-Royce, 2011.
- [Chaves-Jacob et al., 2009] J. Chaves-Jacob, G. Poulachon, E. Duc, *New approach to 5-axis flank milling of free-form surfaces: Computation of adapted tool shape*, *Computer-Aided Design*, vol. 41-12, pp. 918-929, 2009.
- [Chen et al., 2009] H.P. Chen, H.H. Kuo, D.M. Tsay, *Removing tool marks of blade surfaces by smoothing five-axis point milling cutter paths*, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 209-217, pp. 5810-5817, 2009.
- [Chen y Wang, 2001] S.L. Chen, W.T. Wang, *Computer aided manufacturing technologies for centrifugal compressor impellers*, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 115-3, pp. 284-293, 2001.
- [Childs et al., 2000] T. Childs, K. Maekawa, T. Obikawa, Y. Yamane, *Metal Machining*, Butterworth-Heinemann, ISBN: 9780080524023, 2000.
- [Childs, 1973] J.J. Childs, *Numerical Control Part Programming*, Industrial Press, ISBN: 978-0831110994, 1973.
- [Chiou y Lee, 2002] C.J. Chiou, Y.S. Lee. *A machining potential field approach to tool path generation for multi-axis sculptured surface machining*, *Computer-Aided Design*, vol. 34-5, pp. 357-371, 2002.
- [Choi et al., 1997] B.K. Choi, D.H. Kim, R.B. Jerard, *C-space approach to tool-path generation for die and mould machining*, *Computer-Aided Design*, vol. 29-9, pp. 657-669, 1997.
- [Chromek, 2016] L. Chromek, *Design of the blisk of an aircraft turbojet engine and verification of its resonance free operation*, *Applied and Computational Mechanics*, vol.10, pp. 17-26, 2016.
- [Clean Sky, 2008-2014] <http://www.cleansky.eu/aviation-0>, (último acceso: 16/06/2018)
- [Costes y Moureau, 2011] J.P. Costes, V. Moreau, *Surface roughness prediction in milling based on tool displacements*, *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 13-2, pp. 133-140, 2011.
- [Creaform, 2018A] <https://www.creaform3d.com/es/soluciones-de-metrologia/escaneres-3d-portatiles>, (último acceso: 22/06/2018)
- [Creaform, 2018B] <https://www.creaform3d.com/es/soluciones-de-metrologia/escaneres-3d-portatiles-handyscan-3d>, (último acceso: 22/06/2018)

- [Denkena et al., 2011] B. Denkena, V. Böß, D. Nesper, A. Samp, *Kinematic and Stochastic Surface Topography of Machined TiAl6V4-Parts by means of Ball Nose End Milling*, Procedia Engineering, vol. 19, pp. 81-87, 2011.
- [Denkena et al., 2012] B. Denkena, M. Krüger, D. Bachrathy, G. Stepan, *Model based reconstruction of milled surface topography from measured cutting forces*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 54-55, pp. 25-33, 2012.
- [Denkena et al., 2015] B. Denkena, V. Böß, D. Nesper, P. Gilge, S. Hohenstein, J. Seume, *Prediction of the 3D Surface Topography after Ball End Milling and its Influence on Aerodynamics*, Procedia CIRP, vol. 31, pp. 221-227, 2015.
- [Denton, 2009] J. Denton, *The evolution of turbomachinery design (methods), A lecture on turbomachinery analysis given by Professor John Denton on the occasion of PCA's 20th anniversary celebration*, 2009.
- [Dépincé y Hascoët, 2005] P. Dépincé, J.Y. Hascoët, *Active integration of tool deflection effects in end milling. Part 2. Compensation of tool deflection*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 46-9, pp. 945-956, 2006.
- [Ding et al., 2003] S. Ding, M.A. Mannan, A.N. Poo, D.C.H. Yang, Z. Han, *Adaptive iso-planar tool path generation for machining of free-form surfaces*, Computer-Aided Design, vol. 35-2, pp. 141-153, 2003.
- [Ding et al., 2004] S. Ding, R. Yuan, Z. Li, K. Wang, *CNC electrical discharge rough machining of turbine blades*, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, vol. 220-7, pp. 1027 - 1034, 2004.
- [Ehmann et al., 1997] K.F. Ehmann, S.G. Kapoor, R.E. DeVor, I. Lazoglu, *Machining Process Modeling: A Review*, Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 119-4B, pp. 655-663, 1997.
- [El-Mounayri y Tandon, 2002] H. El-Mounayri, V. Tandon, *An AI-Based Model for Predicting Instantaneous Cutting Force in End Milling*, ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, Manufacturing, pp. 221-229, 2002.
- [El-Sayed, 2016] A.F. El-Sayed, *Fundamentals of Aircraft and Rocket Propulsion*, Springer-Verlag London, ISBN: 978-1-4471-6796-9, 2016.
- [Emuge-Franken, 2018] <https://www.emuge.com/products/end-mills/circle-segment-cutters>, (último acceso: 23/06/2018)

- [Engin y Altintas, 1999] S. Engin, Y. Altintas, *Generalized modeling of milling mechanics and dynamics: Part I - helical end mills*. American Society of Mechanical Engineers, Manufacturing Engineering Division, MED. 10, 1999.
- [Engin y Altintas, 2001] S. Engin, Y. Altintas, *Mechanics and dynamics of general milling cutters.: Part I: helical end mills*, International journal of machine tools and manufacture, vol. 41-15, pp. 2195-2212, 2001.
- [Ernst y Merchant, 1941] H. Ernst, M.E. Merchant, *Chip formation, friction and high quality machined surfaces*, Surface treatment of metals. ASM vol. 29, pp. 299-378, 1941.
- [ESA, 2015] *Technology Readiness Level (TRL) - The ESA Science Technology Development Route*, European Space Agency, Future Missions Office,
<http://sci.esa.int/sci-ft/50124-technology-readiness-level/> (último acceso: 16/06/2018)
- [ESPRIT, 2018] <https://www.espritam.es/products/5-axis>,
(último acceso: 23/06/2018)
- [Fan et al., 2013] H.Z. Fan, W. Wang, G. Xi, *A novel five-axis rough machining method for efficient manufacturing of centrifugal impeller with free-form blades*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 68-5/8, pp. 1219-1229, 2013.
- [Fan et al., 2013] H.Z. Fan, W. Wang, G. Xi, *A novel five-axis rough machining method for efficient manufacturing of centrifugal impeller with free-form blades*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 68-5/8, pp. 1219-1229, 2013.
- [Faro, 2018] <https://www.faro.com/es-mx/productos/factory-metrology/faro-cobalt-array-imager/>,
(último acceso: 22/06/2018)
- [Farokhi, 2014] S. Farokhi, Aircraft Propulsion, John Wiley & Sons, ISBN: 978-1-118-80677-7, 2014.
- [Fdez. de Larrinoa, 2015] J. Fdez. de Larrinoa, *Optimización de Procesos de Recubrimiento para Herramientas de Corte. Tecnologías de Recubrimiento, Métodos de Caracterización y Optimización de las Propiedades*, Tesis doctoral, UPV-EHU, Departamento de Ingeniería Mecánica, 2015.
- [Ferry y Altintas, 2008A] W.B. Ferry, Y. Altintas, *Virtual Five-Axis Flank Milling of Jet Engine Impellers-Part I: Mechanics of Five-Axis Flank*

-
- Milling*, Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 130-1, pp. 011005-011005-11, 2008.
- [Ferry y Altintas, 2008B] W.B. Ferry, Y. Altintas, *Virtual Five-Axis Flank Milling of Jet Engine Impellers-Part II: Feed Rate Optimization of Five-Axis Flank Milling*, Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 130-1, pp. 011013-011013-13, 2008.
- [Finnie, 1956] I. Finnie, *Review of the metal cutting analyses of the past hundred years*, Mechanical Engineering, vol. 78, pp. 715-721, 1956.
- [Fontaine et al., 2006] M. Fontaine, A. Devillez, A. Moufki, D. Dudzinski, *Predictive force model for ball-end milling and experimental validation with a wavelike form machining test*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 46, pp. 367-380, 2006.
- [Franco et al., 2008] P. Franco, M. Estrems, F. Faura, *A study of back cutting surface finish from tool errors and machine tool deviations during face milling*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 48-1, pp. 112-123, 2008.
- [Fu et al., 2015 A] Z. Fu, W. Yang, X. Wang, J. Leopold, *Analytical Modelling of Milling Forces for Helical End Milling Based on a Predictive Machining Theory*, Procedia CIRP, vol. 31, pp. 258-263, 2015.
- [Fu et al., 2015 B] Z. Fu, W. Yang, X. Wang, J. Leopold, *An analytical force model for ball-end milling based on a predictive machining theory considering cutter runout*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 84-9/12, pp. 2449-2460, 2016.
- [Fussell et al., 2003] B.K. Fussell, R.B. Jerard, J.G. Hemmett, *Modeling of cutting geometry and forces for 5-axis sculptured surface machining*, Computer-Aided Design, vol. 35-4, pp. 333-346, 2003.
- [General Electric, 2013] GE International Inc, EP 2 540 424 A2: *Spherical cutter and method for machining a curved slot*, 2013.
- [Geng y Bidanda, 2017] Z. Geng, B. Bidanda, *Review of Reverse Engineering Systems - Current State of the Art*, Virtual and Physical Prototyping, vol. 12-2, pp. 161-172, 2017.
- [Geng y Zhang, 2012] L. Geng, Y.F. Zhang, *Process Planning for 5-Axis Milling of Sculptured Surfaces Based on Cutter's Accessibility Analysis*, Machining of Complex Sculptured Surfaces, Springer-Verlag London Limited, pp. 191-227, ISBN: 978-1-4471-2356-9, 2012.

- [Germain et al., 2013] D. Germain, G. Fromentin, G. Poulachon, S. Bissey-Breton, *From large-scale to micromachining: A review of force prediction models*, Journal of Manufacturing Processes, vol. 15-3, pp. 389-401, 2013.
- [GibbsCAM, 2018] <https://es.3dsystems.com/software/gibbscam/5-axis-multiblade>, (último acceso: 23/06/2018)
- [GOM, 2018] <https://www.gom.com/metrology-systems/atos.html>, (último acceso: 22/06/2018)
- [Gomes et al., 2010] J.O. Gomes, A.R. Almeida, A.S.A. Silva, G.O. Souza, A.M. Nunes, *Evaluation of 5-axis HSC dynamic behavior when milling TiAl6V4 blades*, Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, vol. 32-3, pp. 208-217, 2010.
- [Gong y Wang, 2009] H. Gong, N. Wang, *Optimize tool paths of flank milling with generic cutters based on approximation using the tool envelope surface*, Computer-Aided Design, vol. 41, pp. 981-989, 2009.
- [Gonzalo et al., 2009] O. Gonzalo, H. Jauregi, L.G. Uriarte, L.N. López de Lacalle, *Prediction of specific force coefficients from a FEM cutting model*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 43, pp. 348-356, 2009.
- [Gonzalo et al., 2010] O. Gonzalo, J. Beristain, H. Jauregi, C. Sanz, *A method for the identification of the specific force coefficients for mechanistic milling simulation*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 50-9, pp. 765-774, 2010.
- [Gradisek, 2004] J. Gradisek, M. Kalveram, K. Weinert, *Mechanistic identification of specific force coefficients for a general end mill*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 44-4, pp. 401-414, 2004,
- [Gray et al., 2003] P. Gray, S. Bedi, F. Ismail, *Rolling ball method for 5-axis surface machining*, Computer-Aided Design, vol. 35-4, pp. 347-357, 2003.
- [Haimer, 2018] <https://www.haimer.es/productos/portaherramientas.html>, (último acceso: 23/06/2018)
- [Han et al., 2015] Z. Han, H. Jin, H. Fu, *Cutting force prediction models of metal machining processes: A review*, International Conference on Estimation, Detection and Information Fusion (ICEDIF 2015), pp. 323-328, 2015.
- [Han y Yang, 1999] Z.L. Han, D.C.H. Yang, *Iso-photo based tool-path generation for machining free-form surfaces*, Journal of Manufacturing Science and Engineering, ASME Transactions vol. 121-4, pp. 654-664, 1999.

- [Hao y Wan, 2009] W. Hao, X.J. Wan, *Prediction Surface Topography in Flank Milling*, International Conference on Intelligent Robotics and Applications ICIRA, pp. 967-975, 2009.
- [Harik et al., 2012] R. F. Harik, H. Gong, A. Bernard, *5-axis flank milling: A state-of-the-art review*, Computer-Aided Design, vol. 45-3, pp. 796-808, 2013.
- [Heo et al., 2008] E.Y. Heo, D.W. Kim, B.H. Kim, D.K. Jang, F.F. Chen, *Efficient rough-cut plan for machining an impeller with a 5-axis NC machine*, International Journal of Computer Integrated Manufacturing, vol. 21-8, pp. 971-983, 2008.
- [Hexagon, 2018A] <https://www.hexagonmi.com/es-ES/products/coordinate-measuring-machines>, (último acceso: 20/06/2018)
- [Hexagon, 2018B] <https://www.hexagonmi.com/es-ES/products/white-light-scanner-systems>;
<https://www.hexagonmi.com/es-ES/products/coordinate-measuring-machines/cmm-sensors/non-contact-sensors/hpl-laser-scanning-sensor>
(último acceso: 22/06/2018)
- [Hummel et al., 2005] F. Hummel, M. Lötzerich, P. Cardamone, L. Fottner, *Surface Roughness Effects on Turbine Blade Aerodynamics*. Journal of Turbomachinery, vol. 127-3, pp. 453-461, 2004.
- [HyperMILL, 2018] <https://www.openmind-tech.com/es/cam/fresado-de-5-ejes/impulsores-rotos.html>,
(último acceso: 23/06/2018)
- [IATA, 2013] IATA Technology Roadmap, International Air Transport Association, 2013, www.iata.org/publications/Pages/technology-roadmap.aspx;
(último acceso: 16/06/2018)
- [Insperger et al., 2003] T. Insperger, B.P. Mann, G. Stépán, P.V. Bayly, *Stability of up-milling and down-milling, part 1: alternative analytical methods*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 43-1, pp. 25-34, 2003.
- [Ismail et al., 1993] F. Ismail, M.A. Elbestawi, R. Du, K. Urbasik, *Generation of Milled Surfaces Including Tool Dynamics and Wear*, Journal of Engineering for Industry, vol. 115-3, pp. 245-252, 1993.
- [ISO 4287] UNE-EN ISO 4287:1999/A1:2010. Especificación geométrica de productos (GPS). Calidad superficial: Método del perfil. Términos, definiciones y parámetros del estado superficial.

- [Jang et al., 2000] D. Jang, K. Kim, J. Jung, *Voxel-Based Virtual Multi-Axis Machining*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 16-10, pp. 709-713, 2000.
- [Jiang et al., 2008] H. Jiang, X. Long, G. Meng, *Study of the correlation between surface generation and cutting vibrations in peripheral milling*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 208-1/3, pp. 229-238, 2008.
- [Kappmeyer, 2012] G. Kappmeyer, C. Hubig, M. Hardy, M. Witty, M. Busch, *Modern Machining of Advanced Aerospace Alloys - Enabler for Quality and Performance*, Procedia CIRP, vol. 1, pp. 28-43, 2012.
- [Karunakaran y Shringi, 2008] K.P. Karunakaran, R. Shringi, *A solid model based off-line adaptive controller for feed rate scheduling for milling process*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 204-1/3, pp. 384-396, 2008.
- [Kim y Chu, 1999] B.H. Kim, C.N. Chu, *Texture prediction of milled surfaces using texture superposition method*, Computer-Aided Design, vol. 31-8, pp. 485-494, 1999.
- [Kim y Sarma, 2003] T. Kim, S.E. Sarma, *Optimal sweeping paths on a 2-manifold: a new class of optimization problems defined by path structures*, IEEE Transactions on Robotics and Automation, vol. 19-4, pp. 613-636, 2003.
- [Kline et al., 1982 A] W.A. Kline, R.E. DeVor, J.R. Lindberg, *The prediction of cutting forces in end milling with application to cornering cuts*, International Journal of Machine Tool Design and Research, vol. 22-1, pp. 7-22, 1982.
- [Kline et al., 1982 B] W.A. Kline, R.E. DeVor, I.A. Shareef, *The Prediction of Surface Accuracy in End Milling*, Journal of Engineering for Industry, vol. 104-3, pp. 272-278, 1982.
- [Klocke et al., 2013] F. Klocke, M. Zeis, A. Klink, D. Veselovac, *Technological and economical comparison of roughing strategies via milling, sinking-EDM, wire-EDM and ECM for titanium- and nickel-based blisks*, CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology vol. 6, pp. 198-203, 2013.
- [Klocke et al., 2014] F. Klocke, A. Klink, D. Veselovac, D.K. Aspinwall, S.L. Soo, M. Schmidt, J. Schilp, G. Levy, J.P. Kruth, *Turbomachinery component manufacture by application of electrochemical, electro-physical and photonic processes*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, vol.63, pp. 703-726, 2014.
- [Koenigsberger y Sabberwal, 1961] F. Konigsberger, A.J.P. Sabberwal, *An investigation into the cutting force pulsations during milling operations*,

- International Journal of Machine Tool Design and Research, vol. 1, pp. 15–33, 1961.
- [Komanduri, 1993] R. Komanduri, *Machining and Grinding: A Historical Review of the Classical Papers*, Applied Mechanics Reviews, vol. 46-3, pp. 80-132, 1993.
- [Konica-Minolta, 2018] <https://www.konicaminolta.eu/en/measuring-instruments/products/3d-measurement/range-7/introduction.html>, (último acceso: 22/06/2018)
- [Kreon 3D, 2018] <https://kreon3d.com/es/escaner-3d/>, (último acceso: 22/06/2018)
- [Kyprianidis, 2011] K.G. Kyprianidis, *Future Aero Engine Designs: An Evolving Vision*, Advances in Gas Turbine Technology, In Tech, ISBN: 978-953-307-611-9, 2011.
- [Lamikiz et al., 2004] A. Lamikiz, L.N. López de Lacalle, J.A. Sánchez, M.A. Salgado, *Cutting force estimation in sculptured surface milling*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 44-14, pp. 1511-1526, 2004.
- [Lartigue et al., 2003] C. Lartigue, E. Duc, A. Affouard, *Tool path deformation in 5-axis flank milling using envelope surface*, Computer-Aided Design, vol. 35-4, pp. 375-382, 2003.
- [Larue y Altintas, 2005] A. Larue, Y. Altintas, *Simulation of flank milling processes*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 45-4/5, pp. 549-559, 2005.
- [Lasemi et al., 2010] A. Lasemi, D. Xue, P. Gu., *Recent development in CNC machining of freeform surfaces: a state-of-the-art review*, Computer-Aided Design, vol. 42, pp. 641-54, 2010.
- [Lavernhe et al., 2010] S. Lavernhe, Y. Quinsat, C. Lartigue, *Model for the prediction of 3D surface topography in 5-axis milling*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 51-9/12, pp. 915-924, 2010.
- [Layegh y Lazoglu, 2018] S.E. Layegh, I. Lazoglu, *3D surface topography analysis in 5-axis ball-end milling*, CIRP Annals, vol. 66-1, pp. 133-136, 2017.
- [Lazoglu et al., 2011] I. Lazoglu, Y. Boz, H. Erdim, *Five-axis milling mechanics for complex free form surfaces*, CIRP Annals, vol. 60-1, pp. 117-120, 2011.
- [Lee y Shaffer, 1951] E.H. Lee, B.W. Shaffer, *The theory of plasticity applied to a problem of machining*, Journal of Applied Mechanics, Trans. A.S.M.E., vol. 73, pp. 405, 1951.
- [Leopold, 2014] J. Leopold, *Approaches for modelling and simulation of metal machining - a critical review*, Manufacturing Review, vol. 1-7, EDP Sciences, 2014.

- [Leyens et al., 2003] C. Leyens, J. Hausmann, J. Kumpfert, *Continuous Fiber Reinforced Titanium Matrix Composites: Fabrication, Properties and Applications*, Titanium and Titanium Alloys, WILEY-VCH Verlag GmbH & Co, ISBN: 3-527-30534-3, 2003.
- [Leyens, 2004] C. Leyens, *Advanced Materials and Coatings For future Gas Turbine Applications*, 24th International Congress of the Aeronautical Sciences (ICAS), 2004.
- [Li et al, 2008] J.G. Li, Y.X. Yao, P.J. Xia, C.Q. Liu, C.G. Wu, *Extended octree for cutting force prediction*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 39-9/10, pp. 866-873, 1998.
- [Li et al., 1999] X.P. Li, A.Y.C. Nee, Y.S. Wong, H.Q. Zheng, *Theoretical modelling and simulation of milling forces*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 89/90, pp. 266-272, 1999.
- [Li et al., 2001] H.Z. Li, W.B. Zhang, X.P. Li, *Modelling of cutting forces in helical end milling using a predictive machining theory*, International Journal of Mechanical Sciences, vol. 43, pp. 1711-1730, 2001.
- [Li et al., 2007] C. Li, S. Mann, S. Bedi, *Flank Millable Surfaces Generated via Polynomial Composition*, Computer-Aided Design and Applications, vol. 4-1/4, pp. 41-48, 2007.
- [Li et al., 2011] B. Li, Y. Hu, X. Wang, C. Li, X. Li, *An analytical model of oblique cutting with application to end milling*, Machining Science and Technology, vol. 15-4, pp. 453-484, 2011.
- [Li et al., 2015] Z.L. Li, J.B. Niu, X.Z. Wang, L.M. Zhu, *Mechanistic modeling of five-axis machining with a general end mill considering cutter runout*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 96, pp. 67-79, 2015.
- [Li et al., 2016] M. Li, J. Huang, X. Liu, J. Wang, L. Jia, *Research on surface morphology of the ruled surface in five-axis flank milling*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 94-5/8, pp. 1655-1664, 2016.
- [Lim y Menq, 1995] E. Meng Lim, C.H. Menq, *The prediction of dimensional error for sculptured surface productions using the ball-end milling process. Part 2: Surface generation model and experimental verification*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 35-8, pp. 1171-1185, 1995.
- [Lin y Koren, 1996] R.S. Lin, Y. Koren, *Efficient tool-path planning for machining free-form surfaces*, Journal of Engineering for

-
- Industry, ASME Transactions, vol. 118-1, pp. 20-28, 1996.
- [Liu et al., 2005] X. Liu, M. Soshi, A. Sahasrabudhe, K. Yamazaki, M. Mori, *A Geometrical Simulation System of Ball End Finish Milling Process and Its Application for the Prediction of Surface Micro Features*, Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 128-1, pp. 74-85, 2005.
- [Liu et al., 2005] N. Liu, M. Loftus, A. Whitten, *Surface finish visualisation in high speed, ball nose milling applications*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 45-10, pp. 1152-1161, 2005.
- [Liu et al., 2013] X. Liu, X. Kang, W. Zhao, W. Liang, *Electrode feeding path searching for 5-axis EDM of integral shrouded blisks*, The Seventeenth CIRP Conference on Electro Physical and Chemical Machining (ISEM), Procedia CIRP vol. 6, pp. 107-111, 2013.
- [Liu et al., 2017] R. Liu, Z. Wang, T. Sparks, F. Liou, J. Newkirk, *Aerospace applications of laser additive manufacturing*, Laser Additive Manufacturing, Woodhead Publishing Series in Electronic and Optical Materials, pp. 351-371, ISBN: 9780081004333, 2017.
- [Loney y Ozsoy, 1987] G.C. Loney, T.M. Ozsoy, *NC machining of free form surfaces*, Computer-Aided Design 1987, vol. 19-2, pp. 85-90, 1987.
- [López de Lacalle et al., 2011] L.N. López de Lacalle, A. Lamikiz, J. Fernández de Larrinoa, I. Azkona, *Advanced Cutting Tools*, Machining of Hard Materials, Springer-Verlag London, pp. 33-85, ISBN: 978-1-84996-450-0, 2011.
- [López de Lacalle et al.; 2007] L.N. López de Lacalle, A. Lamikiz, J.A. Sánchez, M.A. Salgado, *Toolpath selection based on the minimum deflection cutting forces in the programming of complex surfaces milling*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 47-2, pp. 388-400, 2007.
- [Lütjering y Williams, 2007] G. Lütjering, J.C. Williams, *Titanium*, Engineering Materials and Processes, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, ISBN: 978-3-540-71397-5, 2007.
- [M'Saoubi et al., 2015] R. M'Saoubi, D. Axinte, S.L. Soo, C. Nobel, H. Attia, G. Kappmeyer, S. Engin, W.M. Sim, *High performance cutting of advanced aerospace alloys and composite materials*, CIRP Annals, vol. 64-2, pp. 557-580, 2015.
- [M'Saoubi et al., 2015] R. M'Saoubi, D. Axinte, S.L. Soo, C. Nobel, H. Attia, G. Kappmeyer, S. Engin, W.M. Sim, *High performance cutting*
-

- of advanced aerospace alloys and composite materials*, CIRP Annals, vol. 64-2, pp. 557-580, 2015.
- [Machine Works, 2017] <https://www.machineworks.com/full-machine-simulation/>, (último acceso: 23/06/2018)
- [Mackerle, 1999] J. Mackerle, *Finite-element analysis and simulation of machining: a bibliography (1976–1996)*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 86, pp. 17–44, 1999.
- [Mackerle, 2003] J. Mackerle, *Finite element analysis and simulation of machining: an addendum a bibliography (1996–2002)*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 43, pp. 103-114, 2003.
- [Markopoulos, 2013] A.P. Markopoulos, *Finite Element Method in Machining Processes*, Springer-Verlag London, ISBN: 978-1-4471-4330-7, 2013.
- [Martellotti, 1945] M.E. Martellotti, *An analysis of the milling process: part II-down milling*, Transactions of the ASME, vol. 67, pp. 233-251, 1945.
- [Martellotti, 1941] M.E. Martellotti, *An analysis of the milling process*, Transactions of the ASME, pp. 677-700, 1941.
- [Mastercam, 2018] <https://www.mastercam.com/en-us/Solutions/Milling-Solutions/Blade-Expert>, (último acceso: 23/06/2018)
- [Mateo, 2011] A.M. Mateo, *Blisk Fabrication by Linear Friction Welding*, Advances in Gas Turbine Technology, In Tech, ISBN: 978-953-307-611-9, 2011.
- [Mattingly y Boyer, 2016] J.D. Mattingly, K.M. Boyer, *Elements of Propulsion: Gas Turbines and Rockets*, American Institute of Aeronautics and Astronautics, ISBN: 978-1-62410-371-1, 2016.
- [Merchant, 1945] M.E. Merchant, *Mechanics of the metal cutting process II: Plasticity conditions in orthogonal cutting*, Journal of Applied Physics, vol. 16-6, pp. 318–324, 1945.
- [Milfelner et al., 2005] M. Milfelner, U. Zuperl, F. Cus, *Generation of a Model for Cutting Forces Using Artificial Intelligence*, Journal of Mechanical Engineering, vol. 51-1, pp. 41-54, 2005.
- [Minis et al., 1990] I. Minis, R. Yanushevsky, A. Tembo, R. Hocken, *Analysis of Linear and Nonlinear Chatter in Milling*, CIRP Annals, vol. 39-1, pp. 459-462, 1990.
- [Mitra y Wanhill, 2017] R. Mitra, R.J.H. Wanhill, *Structural Intermetallics, Aerospace Materials and Material Technologies Volume 1: Aerospace Materials*, Springer Science+Business Media Singapore, ISBN: 978-981-10-2133-6, 2017.

-
- [Mitutoyo, 2018] <https://shop.mitutoyo.eu/web/mitutoyo/en/mitutoyo/08/Coordinate%20Measuring%20Machines/index.xhtml>, (último acceso: 20/06/2018)
- [ModuleWorks, 2018] <https://www.moduleworks.com/product/multiblade-component-impeller/?lang=en>, (último acceso: 23/06/2018)
- [Monicault et al., 2008] J. M. de Monicault, J.Y. Guédou, F. Soniak, *Issues and Progresses in Manufacturing of Aero Titanium Parts*, Safran Group, 24th ITA, 2008.
- [Montgomery y Altintas, 1991] D. Montgomery, Y. Altintas, *Mechanism of Cutting Force and Surface Generation in Dynamic Milling*, Journal of Engineering for Industry, vol. 113-2, pp. 160-168, 1991.
- [Morishige et al., 1997] K. Morishige, Y. Takeuchi, K. Kase, *Collision-free tool path generation using 2- dimensional C-space for 5-axis control machining*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 13, pp. 393-400, 1997.
- [Moufki et al., 2015] A. Moufki, D. Dudzinski, G. Le Coz, *Prediction of cutting forces from an analytical model of oblique cutting, application to peripheral milling of Ti-6Al-4V alloy*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 81-1/4, pp 615-626, 2015.
- [MTU, 2016] <http://www.mtu.de/news-media/press/latest-press-releases/press-release-detail/mtu-aero-engines-inaugurates-center-of-excellence-for-high-tech-blisk-production/> (último acceso: 20/06/2018)
- [MTU, 2018] <http://power.mtu.de/engineering-and-manufacturing/aero-solutions/parts-manufacturing/rotating-components/blisks/>, (último acceso: 23/06/2018)
- [NASA, 2007] *Pushing the Envelope: A NASA Guide to Engines*, National Aeronautics and Space Administration, John H. Glenn Research Center's Educational Programs Office, 2007.
- [NC SIMUL MACHINE, 2017] <https://www.ncsimul.com/contenu.php?ID=62>, (último acceso: 23/06/2018)
- [Nikon, 2018A] <https://www.nikonmetrology.com/es/productos/maquinas-de-medicion-por-coordenadas>, (último acceso: 20/06/2018)
- [Nikon, 2018 B] <https://www.nikonmetrology.com/en-gb/product/lc15dx>, (último acceso: 22/06/2018)
- [NPRO, 2018] <https://www.malinc.com/products/npro-nx-plugin/>, (último acceso: 23/06/2018)
-

- [NREC, 2018] <http://www.conceptsnrec.com/solutions/software/computer-aided-manufacturing/max-pac>, (último acceso: 23/06/2018)
- [NX, 2018] <https://www.plm.automation.siemens.com/es/products/nx/for-manufacturing/cam/turbomachinery-milling.shtml>, (último acceso: 23/06/2018)
- [Oliver Wyman, 2016] D. A. Marcontell, *Engine MRO market: An overview of the current State of the Aero-Engine Fleet*, Oliver Wyman-Aviation, Aerospace & Defense, 2016
- [Omar et al., 2006] O.E.E.K. Omar, T. El-Wardany, E. Ng, M.A. Elbestawi, *An improved cutting force and surface topography prediction model in end milling*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol.47-7/8, pp. 1263-1275, 2007.
- [Orchard, 2009] N. Orchard, *Form Measurement for Aero Engine Components: Contact or Non-contact?*, Rolls-Royce, 2009.
- [Oxley, 1989] P.L.B. Oxley, *The mechanics of machining: an analytical approach to assessing machinability*, Halsted Press, New York, ISBN: 978-0745800073, 1989.
- [Ozturk y Budak, 2010] E. Ozturk, E. Budak, *Dynamics and Stability of Five-Axis Ball-End Milling*, Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 132-2, pp. 021003-021003-13, 2010.
- [Palmer y Oxley, 1959] W.B. Palmer, P.L.B. Oxley, *Mechanics of Orthogonal Machining*, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, vol. 173-1, pp. 623-654, 1959.
- [Park et al., 1999] S. Park, M. Chang, J.H. Ju, *Tool path generation for five-axis machining of impellers*, International Journal of Production Research, vol. 37-16, pp. 3659-3669, 1999.
- [Paul, 2010] S. Paul, *Thermal Barrier Coatings*, Encyclopedia of Aerospace Engineering (eds R. Blockley and W. Shyy), ISBN: 9780470686652, 2010.
- [Peigne et al., 2004] G. Peigne, H. Paris, D. Brissaud, A. Gousskov, *Impact of the cutting dynamics of small radial immersion milling operations on machined surface roughness*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 44-11, pp. 1133-1142, 2004.
- [Perkins et al., 2015] H.D. Perkins, D.E. Paxson, C.A. Snyder, *Advanced Engine Designs and Concepts Beyond the Geared Turbofan*, Encyclopedia of Aerospace Engineering (eds R. Blockley and W. Shyy), 2015.
- [Peters et al., 2003] M. Peters, J. Kumpfert, C.H. Ward, C. Leyens, *Titanium Alloys for Aerospace Applications*, Titanium and Titanium

-
- Alloys, WILEY-VCH Verlag GmbH & Co, ISBN: 3-527-30534-3, 2003.
- [Petropoulos et al., 2010] G.P. Petropoulos, C.N. Pandazaras, J.P. Davim, *Surface Texture Characterization and Evaluation Related to Machining*, Surface Integrity in Machining, Springer-London, pp. 37-66, ISBN: 978-1-84882-874-2, 2010.
- [Piispanen, 1937] V. Piispanen, *Lastunmuodostumisen Teoriaa*, Teknillinen Aikakauslehti, vol. 27, pp. 315–322, 1937.
- [Piispanen, 1948] V. Piispanen, *Theory of formation of metal chips*. Journal of Applied Physics, vol. 19, 876–881, 1948.
- [PowerMILL, 2018] <https://www.autodesk.es/products/powermill/features>, (último acceso: 23/06/2018)
- [Qi et al., 2009] Qi, R., Liu, W., Bian, H., L. Li, *Five-axis rough machining for impellers*, Frontiers of Mechanical Engineering in China, vol. 4-1, pp 71–76, 2009.
- [Quinsat et al., 2008] Y. Quinsat, L. Sabourin, C. Lartigue, *Surface topography in ball end milling process: Description of a 3D surface roughness parameter*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 195-1/3, pp. 135-143, 2008.
- [Quintana y Ciurana, 2011] G. Quintana, J. Ciurana, *Chatter in machining processes: A review*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 51-5, pp. 363-376, 2011.
- [Rajurkar et al., 2013] K.P. Rajurkara, M.M. Sundaramb, A.P. Malshe, *Review of Electrochemical and Electrodischarge Machining*, The Seventeenth CIRP Conference on Electro Physical and Chemical Machining (ISEM), Procedia CIRP vol. 6, pp. 13 – 26, 2013.
- [Rao y Rao, 2006] V.S. Rao, P.V.M. Rao, *Tool deflection compensation in peripheral milling of curved geometries*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 46-15, pp. 2036-2043, 2006.
- [Rao, 2011] N. Rao, *Materials for Gas Turbines - An Overview*, Advances in Gas Turbine Technology, In Tech, ISBN: 978-953-307-611-9, 2011.
- [Ratchev et al., 2004A] S. Ratchev, S. Liu, W. Huang, A.A. Becker, *Milling error prediction and compensation in machining of low-rigidity parts*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 44-15, pp. 1629-1641, 2004.
- [Ratchev et al., 2004B] S. Ratchev, S. Nikov, I. Moualek, *Material removal simulation of peripheral milling of thin wall low-rigidity structures using FEA*, Advances in Engineering Software, vol. 35-8/9, pp. 481-491, 2004.
-

- [Rauch y Hascoët, 2012] M. Rauch, J.Y. Hascoët. *Milling tool-paths generation in adequacy with machining equipment capabilities and behavior*, Machining of Complex Sculptured Surfaces, Springer-Verlag London Limited, pp. 127-155, ISBN: 978-1-4471-2356-9, 2012.
- [Ravi Kumar, 2013] B.V.R. Ravi Kumar, *A Review on Blisk Technology*, International Journal of Innovative Research in Science, Engineering and Technology, vol. 2-5, 2013.
- [Reddy, 2010] D.R. Reddy, *An Overview of Gas Turbine Engines*, Encyclopedia of Aerospace Engineering (eds R. Blockley and W. Shyy), ISBN: 9780470686652, 2010.
- [Reed, 2006] R.C. Reed, *The Superalloys: Fundamentals and Applications*, Cambridge University Press, ISBN: 978-0-521-85904-2, 2006.
- [Renishaw, 2017] <http://www.renishaw.com/en/revo-5-axis-measurement-system--10438>, (último acceso: 20/06/2018)
- [Robinson et al., 2012] C. Robinson, M. Casey, B. Hutchinson, R. Steed, *Impeller-Diffuser Interaction in Centrifugal Compressors*, ASME Turbo Expo 2012: Turbine Technical Conference and Exposition, vol. 8: Turbomachinery, 2012.
- [Rolls-Royce, 2015] *The Jet Engine (5th Edition)*, Rolls Royce, Wiley, ISBN: 978-1-119-06599-9, 2015.
- [Rubeo y Schmitz, 2016] M.A. Rubeo, T.L. Schmitz, *Milling Force Modeling: A Comparison of Two Approaches*, Procedia Manufacturing, vol. 5, pp. 90-105, 2016.
- [Ryu et al., 2006] S.H. Ryu, D.K. Choi, C.N. Chu, *Roughness and texture generation on end milled surfaces*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 46-3/4, pp. 404-412, 2006.
- [Sabberwal y Koenigsberger, 1961] A. Sabberwal, F. Koenigsberger, *Chip section and cutting force during the milling operation*, Annals of the CIRP, vol. 10-1, pp. 197-203, 1961.
- [Sánchez, 1999] J.A. Sánchez, *Desarrollo de un modelo dinámico tridimensional para la simulación del proceso de fresado frontal*, Tesis doctoral, Universidad del País Vasco - Euskal Herriko Unibertsitatea, 1999.
- [Sandvik, 2018] https://www.sandvik.coromant.com/es-es/knowledge/materials/workpiece_materials/iso_s_hrsa_titanium/pages/default.aspx, (último acceso: 22/06/2018)
- [Savio et al., 2007] E. Savio, L. De Chiffre, R. Schmitt, *Metrology of freeform shaped parts*, CIRP Annals, vol. 56-2, pp. 810-835, 2007.

- [Schmitz et al., 2006] T.L. Schmitz, J. Couey, E. Marsh, N. Mauntler, D. Hughes, *Runout effects in milling: Surface finish, surface location error, and stability*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 47-5, pp. 841-851, 2007.
- [Schmitz y Smith, 2009] T.L. Schmitz, K.S. Smith, *Machining Dynamics: Frequency Response to Improved Productivity*, Springer US, ISBN: 978-0-387-09645-2, 2009.
- [Seguy et al., 2008] S. Seguy, G. Dessenin, L. Arnaud, *Surface roughness variation of thin wall milling, related to modal interactions*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 48-3/4, pp. 261-274, 2008.
- [Senatore et al., 2012] J. Senatore, F. Moniès, W. Rubio, *5-Axis Flank Milling of Sculptured Surfaces*, Machining of Complex Sculptured Surfaces, Springer London, ISBN: 978-1-4471-2355-2, 2012.
- [Shamoto y Altintas, 1999] E. Shamoto, Y. Altintas, *Prediction of Shear Angle in Oblique Cutting with Maximum Shear Stress and Minimum Energy Principles*, Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 121-3, pp. 399-407, 1998.
- [Shaw, 2005] M. C. Shaw, *Metal Cutting Principles*, Oxford University Press, ISBN: 9780195142068, 2005.
- [Singerman y Jackson, 1996] S.A. Singerman, J.J. Jackson, *Titanium Metal Matrix Composite for Aerospace Applications*, Proceedings of 8th International Symposium on Superalloys, 1996.
- [Smith y Tlustý, 1991] S. Smith, J. Tlustý, *An Overview of Modeling and Simulation of the Milling Process*, Journal of Engineering for Industry, vol. 113-2, pp. 169-175, 1991.
- [Snecma, 2009] Snecma, EP 2 257 409 B1, *Method for Producing a one-piece Bladed Disc by Abrasive Water-Jet Cutting*
- [Spence et al., 2000] A.D. Spence, F. Abrari, M.A. Elbestawi, *Integrated solid modeller based solutions for machining*, Computer-Aided Design, vol. 32- 8/9, pp. 553-568, 2000.
- [Spittle, 2003] P. Spittle, *Gas turbine technology*, Physics Education, vol. 38-6, 2003.
- [Srinivas et al., 2018] G. Srinivas, K. Raghunandana, B. Satish Shenoy, *Recent developments in turbomachinery component materials and manufacturing challenges for aero engine applications*, IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering vol.314, 2018.
- [Steffens, 2014] K. Steffens, *Advanced Compressor Technology - Key Success Factor for Competitiveness in modern aero engines*. ISABE Conference on Airbreathing Engines, Bangalore, 2001.

- [Stephenson y Agapiou, 2016] D.A. Stephenson, J.S. Agapiou, *Metal Cutting Theory and Practice*, CRC Press, ISBN: 9781466587533, 2016.
- [Surmann y Enk, 2007] T. Surmann, D. Enk, *Simulation of milling tool vibration trajectories along changing engagement conditions*, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 47-9, pp. 1442-1448, 2007.
- [Sutherland y De Vor, 1986] J.W. Sutherland, R.E. DeVor, *An Improved Method for Cutting Force and Surface Error Prediction in Flexible End Milling Systems*, *Journal of Engineering for Industry*, vol. 108-4, pp. 269-279, 1986.
- [Tang, 2014] T.D. Tang. *Algorithms for collision detection and avoidance for five-axis NC machining: a state of the art review*, *Computer-Aided Design* vol. 51, pp. 1-17, 2014.
- [Technicut, 2018] <https://www.technicut.ltd.uk/blisk>, (último acceso: 23/06/2018)
- [Thusty y Ismail, 1981] J. Thusty, F. Ismail, *Basic Non-Linearity in Machining Chatter*, *CIRP Annals*, vol. 30-1, pp. 299-304, 1981.
- [Tsai et al., 2008] W.L. Tsai, C.C.L. Wang, C.H. Chu, K. Tang, *Optimal Quadrangulation of a Strip for Flank Milling*, *Computer Aided Design and Applications*, vol. 5-1/4, 307-315, 2008.
- [Tsay et al., 2001] D.M. Tsay, W.F. Yan, H.C. Ho, *Generation of Five-Axis Cutter Paths for Turbomachinery Components*, *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, vol. 123-1, pp. 50-56, 1999.
- [Tung y Tso, 2011] C. Tung, P.L. Tso, *Tool Path Generation and Manufacturing Process for Blades of a Compressor Rotor*, *World Academy of Science, Engineering and Technology*, vol. 5, pp. 154-159, 2011.
- [Uhlmann et al., 2013] E. Uhlmann, P. Fürstmann, B. Rosenau, S. Gebhard, R. Gerstenberger, G. Müller, *The Potential of Reducing the Energy Consumption for Machining TiAl6V4 by Using Innovative Metal Cutting Processes*, 11th Global Conference on Sustainable Manufacturing (GCSM), Berlin, pp. 593-598, 2013.
- [Van Luttervelt et al., 1998] C.A. Van Luttervelt, T.H.C. Childs, I.S. Jawahir, F. Klocke, P.K. Venunod, Y. Altintas, E. Armarego, D. Dornfeld, I. Grabec, J. Leopold, B. Lindstrom, D. Lucca, T. Obikawa, Shirakashi, H. Sato, *Present Situation and Future Trends in Modelling of Machining Operations Progress Report of the CIRP Working Group 'Modelling of Machining*

- Operations'*, CIRP Annals, vol. 47-2, 1998, pp. 587-626, 1998.
- [Van Zante, 2015] D.E. Van Zante, *Progress in Open Rotor Research*, Encyclopedia of Aerospace Engineering (eds R. Blockley and W. Shyy), ISBN: 9780470686652, 2015.
- [Van Zante, 2016] D.E. Van Zante, *Advances in Turbofan Engines: A US Perspective*, Encyclopedia of Aerospace Engineering (eds R. Blockley and W. Shyy), ISBN: 9780470686652, 2016.
- [Vericut, 2017] <https://www.cgtech.com/products/about-vericut/>, (último acceso: 23/06/2018)
- [Wan et al., 2008] M. Wan, W.H. Zhang, G.H. Qin, Z.P. Wang, *Strategies for error prediction and error control in peripheral milling of thin-walled workpiece*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 48-12/13, pp. 1366-1374, 2008.
- [Wang y Jawahir, 2007] X.Wang, I.S. Jawahir, *Recent advances in plasticity applications in metal machining: slip-line models for machining with rounded cutting edge restricted contact grooved tools*, International Journal of Machining and Machinability of Materials, vol. 2- 3/4, pp. 347-360, 2007.
- [Weckenmann et al, 2004] A. Weckenmann, T. Estler, G. Peggs, D. McMurtry, *Probing Systems in Dimensional Metrology*, CIRP Annals, vol. 53-2, pp. 657-684, 2004.
- [Withers, 2010] P.J. Withers, *Metal-Based Composite Materials for High-Temperature Application*, Encyclopedia of Aerospace Engineering (eds R. Blockley and W. Shyy), ISBN: 9780470686652, 2010.
- [Wojciechowski et al., 2016] S. Wojciechowski, P. Twardowski, M. Pelic, R.W. Maruda, S. Barrans, G.M. Krolczyk, *Precision surface characterization for finish cylindrical milling with dynamic tool displacements model*, Precision Engineering, vol. 46, pp. 158-165, 2016.
- [Wu, 1995] C.Y. Wu, *Arbitrary Surface Flank Milling of Fan, Compressor, and Impeller Blades*, Turbo Expo: Power for Land, Sea, and Air, Volume 5: Manufacturing Materials and Metallurgy; Ceramics; Structures and Dynamics; Controls, Diagnostics and Instrumentation; Education; General, 1995.
- [Wu, 2012] C.Y. Wu, *Arbitrary Surface Flank Milling and Flank SAM in the Design and Manufacturing of Jet Engine Fan and Compressor Airfoils*, ASME Turbo Expo 2012: Turbine Technical Conference and Exposition Volume 5: Manufacturing Materials and Metallurgy; Marine; Microturbines and

- Small Turbomachinery; Supercritical CO2 Power Cycles, Copenhagen, Denmark, pp. 21-30, 2012.
- [Yang y Liu, 2015] D. Yang, Z. Liu, *Surface plastic deformation and surface topography prediction in peripheral milling with variable pitch end mill*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 91, pp. 43-53, 2015.
- [Young et al., 1994] H.T. Young, P. Mathew, P.L.B. Oxley, *Predicting cutting forces in face milling*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 34-6, pp. 771-783, 1994.
- [Young et al., 2011] W. C. Young, R. G Budynas, A. M. Sadegh. Roark's Formulas for Stress and Strain, McGraw Hill, ISBN-10: 0071742476, 2011.
- [Young y Chuang, 2003] H.T. Young, L.C. Chuang, *An Integrated Machining Approach for a Centrifugal Impeller*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 21-8, pp. 556–563, 2003.
- [Zeiss, 2018 B] <http://optotechnik.zeiss.com/produkte/3d-digitalisierung/comet-6>, (último acceso: 22/06/2018)
- [Zeiss, 2018] <https://www.zeiss.com/metrology/products/systems/coordinate-measuring-machines.html>, (último acceso: 20/06/2018)
- [Zhang et al., 2013] C. Zhang, S. Guo, H. Zhang, L. Zhou, *Modeling and predicting for surface topography considering tool wear in milling process*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 68-9/12, pp. 2849-2860, 2013.
- [Zhang et al., 2016] J. Zhang, D. Zhu, Z. Xu, K. Zhang, J. Liu, N. Qu, *Improvement of trailing edge accuracy in blisk electrochemical machining by optimizing the electric field with an extended cathode*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 231, pp. 301-311, 2016.
- [Zhang, 2011] L. Zhang, *Process modeling and toolpath optimization for five-axis ball-end milling based on tool motion analysis*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 57-9/2, pp. 905–916, 2011.
- [Zhao et al. 2018] K. Zhao, R. Hockauf, Z. Liu, W. Zhao, X. Wang, D. Wang, *Kinematic and stochastic surface topography of workpiece made of Al7075 in flank milling*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Volume 96-5/8, pp. 2735–2745, 2018.
- [Zheng et al., 1999] H.Q. Zheng, X.P. Li, Y.S. Wong, A.Y.C. Nee, *Theoretical modelling and simulation of cutting forces in face milling with cutter runout*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 39, 1999.

- [Zhou et al., 2018] Y. Zhou, Y. Tian, X. Jing, F. Wang, Y. Liu, *Surface topography modeling and roughness extraction in helical milling operation*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 95-9/12, pp. 4561–4571, 2018.
- [Zhu et al., 2001] R. Zhu, S.G. Kapoor, R.E. DeVor, *Mechanistic Modeling of the Ball End Milling Process for Multi-Axis Machining of Free-Form Surfaces*, Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 123-3, pp. 369-379, 2001.