



UNIVERSIDAD NACIONAL DE COLOMBIA

Efecto de la estrategia de maquinado, en el proceso de fresado de acabado con herramienta de punta esférica, sobre la rugosidad superficial de la aleación de titanio Ti-6Al-4V

Jorge Andrés García Barbosa

Universidad Nacional de Colombia
Facultad de Ingeniería, Departamento de Ingeniería Mecánica y Mecatrónica
Bogotá, Colombia

2016

Efecto de la estrategia de maquinado, en el proceso de fresado de acabado con herramienta de punta esférica, sobre la rugosidad superficial de la aleación de titanio Ti-6Al-4V.

Jorge Andrés García Barbosa

Tesis de investigación presentada como requisito parcial para optar al título de:
Doctor en Ingeniería – Ciencia y Tecnología de Materiales

Director:

José Manuel Arroyo Osorio

Codirector:

Ernesto Córdoba Nieto

Línea de Investigación:

Procesos de Manufactura y Metalurgia

Grupo de Investigación:

Grupo de Trabajo en Nuevas Tecnologías de Diseño, Manufactura - Automatización

Universidad Nacional de Colombia

Facultad de Ingeniería, Departamento de Ingeniería Mecánica y Mecatrónica

Bogotá, Colombia

2016

Este trabajo está dedicado a las personas que trabajan alrededor de los procesos de arranque de viruta y tienen el reto de apropiarse e implementar las tecnologías de control numérico en máquinas multiejes.

Dedicatoria.

Agradecimientos

Los autores expresamos nuestro agradecimiento por el financiamiento recibido por parte de COLCIENCIAS (Contrato RC723-2011) y por parte de la División de Investigación de la Universidad Nacional de Colombia (Proyecto DIB2030100). También a la Universidad Santo Tomás, en dónde se desarrolló e implementó la máquina virtual para la simulación y verificación del proceso de manufactura. Un especial reconocimiento a la empresa XMARTPLM S.A.S, por la asesoría en simuladores y pos-procesadores en sistemas CAM; a la empresa IMOCOM S.A, por la asesoría en la elección de herramientas y sus sistemas de sujeción para el maquinado de aleaciones de titanio, así como por la verificación dimensional del sistema de sujeción de la herramienta y de la pieza fabricada; a la empresa RACSI S.A, por el suministro de herramientas y sistemas de sujeción térmica para el maquinado experimental de la prótesis maxilofacial; a la empresa Movitec Avanzada S.A.S, por la asesoría y orientación en la consecución de la aleación de titanio Ti-6Al-4V; a la empresa IDCAE S.A.S, por la asesoría en el software utilizado para la conversión de archivos STL a sólidos virtuales 3D; y a la empresa Industrias Médicas Sampedro S.A.S quienes suministraron el archivo de datos de la prótesis maxilofacial para la práctica experimental.

Resumen

Las aleaciones de titanio son clasificadas dentro de los materiales difíciles de maquinar, no obstante, son usadas en la fabricación de componentes para las industrias aeroespacial, química, biomédica, debido a su excelente relación resistencia mecánica – peso, resistencia a la corrosión y buen desempeño a altas temperaturas. El proceso de fresado con herramienta de punta esférica es utilizado para la obtención de superficies de forma compleja, conformadas por secciones de superficie con curvaturas cero, positivas y negativas. En dichas condiciones, variables como el material de la pieza, el ángulo de inclinación del eje de la herramienta con respecto al vector normal de la superficie, el cambio de la sección transversal de la viruta y la variación del estado tensión-deformación, inciden directamente en la vibración de la herramienta, produciendo cambios anisotrópicos en la rugosidad superficial.

En esta tesis se presenta una explicación del efecto de la estrategia de maquinado, en el proceso de fresado de acabado con herramienta de punta esférica, sobre la rugosidad y la microestructura superficial de la aleación de titanio Ti-6Al-4V, fue abordado con base en el modelamiento cinemático del proceso de maquinado y el modelamiento geométrico de la evolución del espesor de la viruta durante su proceso de formación. A efecto de comparación también fueron fabricadas superficies en la aleación de aluminio 7075.

Fue diseñada una probeta con superficies de curvatura cero, positiva y negativa. El proceso de diseño consideró las posibilidades de montaje en un centro de mecanizado vertical de cuatro ejes, garantizando una sujeción precisa y rígida de la materia prima. El plan de manufactura fue diseñado teniendo en cuenta criterios de ingeniería de producto y proceso; y fue simulado, antes de ejecutarlo en la máquina real, en un centro de maquinado multiejes CNC virtual implementado en un sistema CAM. Los experimentos piloto permitieron validar el correcto desarrollo de la secuencia de operaciones de manufactura y la rigidez del montaje tecnológico.

El comportamiento del vector de velocidad de corte, que define la dirección de desprendimiento de la viruta, fue modelado cinemáticamente en función de los radios de curvatura de la superficie y de la posición relativa entre el eje de la herramienta y el vector normal a la superficie. Debido a que la morfología de la viruta cambia, en función de la dirección del vector de velocidad de corte, el modelamiento geométrico permitió observar la evolución teórica del espesor de la viruta durante su proceso de formación.

De las superficies de la probeta maquinada fueron extraídas muestras por medio del proceso de electroerosión de hilo. Se tomaron datos de rugosidad de las muestras de las superficies por medio de microscopía confocal y como resultado se detectaron mayores valores de rugosidad en zonas localizadas de las superficies cóncavas y convexas.

Las zonas que presentaron mayor rugosidad superficial corresponden a aquellas en que el proceso de formación de la viruta ocurrió del menor al mayor espesor. En estas zonas se practicaron análisis de microscopía electrónica de barrido, encontrando virutas parcialmente formadas, adheridas y redepositadas sobre la superficie. Se realizaron análisis de microdureza sub-superficial que permitieron determinar una mayor microdureza en las zonas en donde se presentó el defecto, con respecto a las zonas en donde no se presentó y con respecto al material base. De acuerdo con los análisis metalográficos realizados, en ninguna de las superficies estudiadas se presentó deformación plástica en la sub-superficie.

El proceso de fresado de acabado con herramienta de punta esférica no generó el defecto en la aleación de aluminio 7075. De otra parte, el defecto sobre las superficies maquinadas de la aleación de titanio puede ser explicado por la interacción de varios factores: la alta fricción y dificultades para la formación inicial de la viruta, cuando esta se forma del menor al mayor espesor; la alta resistencia a la tracción de esta aleación de titanio junto con su bajo módulo de elasticidad; y a sus características de endurecimiento e inestabilidad termo-plástica durante el proceso de maquinado.

Palabras clave: fresado con herramienta de punta esférica, superficies de forma libre, orientación de la herramienta, calidad de superficie, maquinado multi-ejes

Abstract

Titanium alloys are classified within the category of difficult-to-cut materials, nevertheless, they are used for the manufacturing of a great variety of components in the aerospace, chemical, and medical industries due to its excellent relation between mechanical resistance and weight, corrosion resistance and good performance at high temperatures. The CNC multi-axis machining process with a ball-end tool is commonly used to obtain free-form surfaces, which are formed by zero, positive and negative curvature surfaces. In these conditions, variables like the material of the part, the tool inclination angle with respect to the surface normal vector, the change of the transversal section of the chip, and the variation of the stress and strain tensors, have a direct influence on tool vibration, which produces anisotropic changes in the superficial roughness.

This thesis present an explanation of the effect of the machining strategy, in the process of ball-end milling, on roughness and the superficial microstructure of the titanium alloy Ti-6Al-4V, was done on the basis of kinematic modeling of the machining process and the geometric modeling of the evolution of the thickness of the chip during its formation process. Surfaces were also produced in the aluminum alloy 7075 for the purpose of comparison.

A test part was designed with zero-curvature surfaces, positive and negative. The designing process considered the possibilities of assembly in a 4-axis vertical machining center, guaranteeing precise and rigid subjection of the raw material. Product and process engineering criteria were taken into account in designing the manufacturing plan; and it was simulated, in a virtual CNC multi-axis machining center implemented in a CAM system before being done on the actual machine. The experiments made it possible to validate the correct development of the sequence of manufacturing operations and the stiffness of the technological setup.

The performance of the cutting-speed vector, which defines the direction of formation of the chip, was modeled kinematically according to the radii of curvature of the surface and of the relative position between the axis of the tool and the normal vector to the surface. Due to the fact that the morphology of the chip changes, depending on the direction of the

cutting-speed vector, the geometric modeling made it possible to observe the theoretical evolution of the thickness of the chip during its formation process.

Samples were extracted from the surfaces of the machined test part by means of the wire electrical discharge machining process. Data were collected regarding the roughness of the samples by means of confocal microscopy and, as a result, greater roughness values were detected in localized zones of the concave and convex surfaces.

The zones that presented greatest superficial roughness were those in which the process of forming the chip occurred from lesser to greater thickness. Electronic microscope scanning was done in these zones and partially formed chips were found, smeared and adhered to the surface. Analyses of subsurface micro-hardness were done which made it possible to determine greater micro-hardness in the zones where the defect appeared, with respect to the zones where it did not occur and with respect to the raw material. According to the metallographic analyses carried out, no plastic deformation of subsurface was detected on any of the surfaces studied.

The ball-end milling process did not generate the defect in the aluminum alloy 7075. On the other hand, the defect on the machined surfaces of the titanium alloy can be explained by the interaction of various factors: the high friction and difficulties in the initial formation of the chip, when it is formed from lesser to greater thickness; the high tensile strength of this titanium alloy, together with its low elastic modulus; and to its work-hardening characteristics and thermo-plastic instability during the machining process.

Keywords: Ball-end milling, Free-form surfaces, Tool orientation, Surface quality, Multi-axis machining

Contenido

	Pág.
Resumen	IX
Lista de figuras.....	XV
Lista de tablas.....	XVIII
Lista de Símbolos y abreviaturas.....	XIX
Introducción.....	1
1. Literatura Relevante.....	7
1.1 Maquinado de la aleación Ti-6Al-4V.....	7
1.2 Estrategias de maquinado	9
1.3 Herramientas de corte de punta esférica	12
1.4 Defectos de superficie en aleaciones de titanio procesadas por fresado.....	14
1.5 Integridad de superficie en procesos de maquinado	19
1.6 Topografía de superficie - Rugosidad	21
1.7 Máquinas herramienta virtuales	24
2. Materiales y Métodos.....	27
2.1 Máquina herramienta real y virtual	28
2.2 Diseño de la probeta patrón y dispositivo de sujeción	29
2.3 Herramienta de corte y portaherramienta	31
2.4 Montaje experimental.....	33
2.4.1 Alistamiento del centro de mecanizado Leadwell V-20.....	33
2.4.2 Alistamiento de la materia prima	34
2.4.3 Selección del diámetro de la herramienta	36
2.4.4 Estrategia de maquinado	37
2.4.5 Programa paramétrico de control numérico	38

2.5	Prueba piloto	40
2.5.1	Simulación en máquina virtual	40
2.5.2	Superficie obtenida	40
2.5.3	Evaluación de la rigidez del montaje experimental	41
2.5.4	Probetas para caracterización	42
3.	Resultados y discusión	44
3.1	Cinemática del proceso de corte	44
3.2	Modelamiento del espesor de la viruta	47
3.3	Resultados experimentales.....	51
3.3.1	Rugosidad de las superficies maquinadas	51
3.3.2	Análisis metalográficos	56
3.3.3	Micro-dureza sub-superficial	58
3.4	Práctica experimental.....	62
4.	Conclusiones y trabajo futuro.....	67
4.1	Conclusiones	67
4.2	Trabajo futuro.....	70
A.	Anexo: Procedimiento para determinar la posición del centro de la herramienta en el programa paramétrico.....	72
B.	Anexo: Microscopía electrónica de barrido – SEM	74
C.	Anexo: Microscopía confocal.....	77
D.	Anexo: Resultados de la pruebas de micro-dureza Vickers	80
E.	Anexo: Artículos publicados	84
	Bibliografía	89

Lista de figuras

Pág.

Figura 1:	Síntesis del trabajo de tesis desarrollado	5
Figura 1-1:	Estrategias convencionales de maquinado más utilizadas en la obtención de superficies planas. (a) offset, (b) zigzag y (c) dirección única [24]	9
Figura 1-2:	Ángulos <i>lead</i> (β) y <i>tilt</i> (φ). [26].....	10
Figura 1-3:	Nomenclatura de la cinemática en maquinado multiejes propuesta por Bouzakis et al. [25]	11
Figura 1-4:	Nomenclatura de cinemáticas de maquinado multiejes propuesta por Ko et al. [27]	11
Figura 1-5:	Herramientas de punta esférica. A la izquierda herramienta integral, a la derecha herramienta de insertos intercambiables. Tomado de: www.kennametal.com ..	13
Figura 1-6:	Velocidades de corte variables (m/min) en la interfaz herramienta-material de trabajo [29].	13
Figura 1-7:	Variación en la forma y la dimensión de la sección transversal de la viruta [7].	14
Figura 1-8:	Estrategia <i>vertical-up milling</i> utilizada por Daymi et al. [30].....	17
Figura 1-9:	Montaje experimental implementado por Mhamdi et al. [31]	18
Figura 1-10:	Material adherido sobre la superficie maquinada [19]	18
Figura 1-11:	Defectos superficiales usuales en piezas maquinadas [8].	20
Figura 1-12:	Centro de mecanizado virtual de cinco ejes de movimiento y pieza compleja a fabricar [38].	25
Figura 2-1:	Máquina herramienta virtual, montaje de la materia prima y simulación de proceso de maquinado.	28
Figura 2-2:	Montaje de la materia prima en el centro de mecanizado y prototipo digital de la probeta patrón e identificación de sus características funcionales. Fuente: Autor. .	29
Figura 2-3:	Sección elíptica y superficie de revolución generada alrededor del eje x30	
Figura 2-4:	Dispositivo de montaje para la sujeción de la materia prima e identificación de sus características funcionales. Fuente: Autor.	31
Figura 2-5:	Dimensiones principales de la fresa de punta esférica marca Kennametal. Fuente: <i>Kennametal - Rotating solid end mills catalog 2013</i>	32
Figura 2-6:	Principio de funcionamiento de un cono de sujeción hidráulico. Fuente: <i>Kennametal® Tooling Systems, Catalog 7030</i>	33
Figura 2-7:	Procedimiento de alineación de la mesa X-Y del centro de mecanizado vertical Leadwell V20 Fuente: Autor.	34
Figura 2-8:	Montaje y alineación del dispositivo de sujeción de la materia prima	34
Figura 2-9:	Plano de alistamiento de la materia prima. Fuente: Autor.	35

Figura 2-10:	Secuencia de operaciones de manufactura para la preparación de la materia prima. Montaje de materia prima en cuarto eje. Fuente: Autor.	35
Figura 2-11:	Sección elíptica, radio de curvatura y radio de la herramienta.....	36
Figura 2-12:	Esquema del montaje para el acabado de las superficies plana y cóncava	37
Figura 2-13:	(a) Elipse y herramienta en el plano X, Y. (b) Ángulo de inclinación $\theta = 45^\circ$. (c) Esquema del proceso de corte	39
Figura 2-14:	Programa CNC paramétrico para el proceso de desbaste y acabado de la superficie cóncava.	39
Figura 2-15:	Simulación del Programa CNC paramétrico en la máquina herramienta virtual	40
Figura 2-16:	Izquierda, verificación de sobrematerial. Derecha, probeta patrón maquinada.	41
Figura 2-17:	Medición del sobrematerial dejado por el proceso de desbaste y desviaciones asociadas	42
Figura 2-18:	Probetas de las superficies plana, cóncava y convexa extraídas de la pieza maquinada.....	43
Figura 3-1:	Variación de los ángulos <i>lead</i> (β) y <i>tilt</i> (φ) dependiendo de la orientación del eje de la herramienta con respecto al vector normal a la superficie.....	45
Figura 3-2:	Análisis cinemático del proceso de maquinado de la superficie cóncava	47
Figura 3-3:	Montaje y modelo discreto de la viruta no deformada en el maquinado de la superficie plana. Variación del espesor de la viruta no deformada $\beta = -25^\circ$ y $\beta = -60^\circ$.	48
Figura 3-4:	Modelo discreto de la viruta no deformada en el maquinado de la superficie cóncava (Zona 3).....	49
Figura 3-5:	Variación del espesor de la viruta no deformada en las superficies cóncava y convexa.	50
Figura 3-6:	Imágenes ópticas y SEM de las tres zonas de la superficie convexa de la aleación de titanio Ti-6Al-4V y de la aleación de aluminio 7075.	52
Figura 3-7:	SEM de las superficies cóncava y convexa (200x). Ángulo <i>lead</i> $\beta = -60$. Comportamiento del espesor de la viruta tomado de la Figura 3-5	53
Figura 3-8:	Imágenes de microscopía confocal de las tres zonas de la superficie convexa de la aleación de titanio Ti-6Al-4V y valores de rugosidad superficial.	54
Figura 3-9:	Parámetros de rugosidad en las Zonas 1, 2 y 3 de la superficie convexa ($\beta = -25^\circ$)	55
Figura 3-10:	Microscopía óptica de la herramienta de punta redonda utilizada (1X) y detalle del filo de corte (4X) después de un ensayo de maquinado).....	55
Figura 3-11:	Disposición de las probetas para el proceso de pulido y ataque químico. Microestructura de la aleación de titanio Ti-6Al-4V ELI en el centro de la materia prima (2000X).	56
Figura 3-12:	Microestructuras de la sección transversal de la superficie maquinada, en dirección del avance radial (2000 X). Superficie cóncava (a) y (b). Superficie convexa (c) y (d). Superficie plana (e) y micrografía del material base (f).	57
Figura 3-13:	Protocolo para la toma de valores de perfiles de micro-dureza	59

Figura 3-14: Microdureza promedio del material base y perfiles de micro-dureza en las diferentes zonas maquinadas (P1 a P5 en la Figura 3-13)	60
Figura 3-15: Diagrama de caja y bigotes. Comparación de micro-dureza promedio en material base y los perfiles en las diferentes zonas de la probeta.	61
Figura 3-16: Modelo CAD de la prótesis obtenida a partir de un archivo STL.	62
Figura 3-17: Montaje experimental para la manufactura de prótesis en centro de mecanizado vertical con cuarto eje de rotación	63
Figura 3-18: Proceso de desbaste y proceso de acabado con herramienta de punta esférica	64
Figura 3-19: Prótesis maxilofacial obtenida en la aleación de titanio Ti-6Al-4V	65

Lista de tablas

Pág.

Tabla 1-1:	Composición química de la aleación de titanio Ti-6Al-4V.....	7
Tabla 1-2:	Propiedades físico-mecánicas representativas de las aleaciones de titanio Ti-6Al-4V, Acero AISI 1045 y aluminio 7075 [1].....	8
Tabla 1-3:	Niveles de estudio de la integridad superficial [8].....	20
Tabla 1-4:	Desviaciones geométricas de las superficies maquinadas (DIN 4760).....	22
Tabla 2-1:	Recursos principales utilizados en la tesis.	27
Tabla 2-2:	Rangos de las variables de proceso recomendados por el fabricante de la herramienta. Fuente: <i>Kennametal - Rotating solid end mills catalog 2013</i>	32
Tabla 2-3:	Radio de curvatura ρ sobre el perfil de la superficie de prueba. Elipse con semiejes $a=11.75$ y $b=7.75$, con centro en $(0,36.9)$	37

Lista de Símbolos y abreviaturas

Símbolos con letras latinas

Símbolo	Término	Unidad SI	Definición
a	Semi-eje de la elipse	mm	Sobre el eje X
ap	Profundidad de corte	mm	
ae	Paso axial	mm	
b	Semi-eje de la elipse	mm	Sobre el eje Y
D	Diámetro	mm	
fz	Avance por filo de corte	mm/tooth	
h	Coordenada en eje X	mm	Centro geométrico de la elipse
k	Coordenada en eje Y	mm	Centro geométrico de la elipse
L	Longitud	mm	
\mathbf{n}_P	Vector unitario		Normal a la superficie P en CCP
P	Superficie		
\mathbf{r}_P	Vector de posición	mm	De un punto sobre la superficie P
\mathbf{r}_{tool}	Vector de posición	mm	De un punto de la superficie de la herramienta en el punto de contacto con la superficie P
\mathbf{r}_{tp}	Vector de posición	mm	De un punto del plano tangente
\mathbf{r}_P^{CCP}	Vector de posición	mm	Del punto de contacto sobre la superficie P
S_a	Desviación media aritmética	μm	
S_q	Desviación media cuadrática	μm	
S_{sk}	Sesgo		Asimetría de las desviaciones de una superficie
S_{ku}	Curtosis		Indica que tan plana es la distribución de alturas
T_P	Plano tangente		
U_P	Parámetro		
\mathbf{U}_P	Vector		Tangente a la superficie con respecto al parámetro U_P
\mathbf{u}_P	Vector unitario		De la superficie con respecto al parámetro U_P
V_C	Velocidad de corte	m/min	
V_P	Parámetro		
\mathbf{V}_P	Vector		Tangente a la superficie con respecto al parámetro V_P
\mathbf{v}_P	Vector unitario		De la superficie con respecto al parámetro V_P

Símbolo	Término	Unidad SI	Definición
X	Eje X cartesiano		
Y	Eje Y cartesiano		
Z	Eje Z cartesiano		

Símbolos con letras griegas

Símbolo	Término	Unidad SI	Definición
α	Anomalía excéntrica de la elipse	rad	
β	<i>Lead angle</i>	°	Ángulo de inclinación en la dirección del avance
β'	<i>Lead angle</i>	°	Ángulo entre el eje de la herramienta y la proyección del vector normal a la superficie sobre el plano Y-Z
κ	Curvatura	mm ⁻¹	
ρ	Radio de curvatura	mm	
ω_{tool}	Velocidad angular	rad/s	Velocidad angular de la herramienta
ω_{wp}	Velocidad angular	rad/s	Velocidad angular de la materia prima
φ	<i>Tilt angle</i>	°	Ángulo de inclinación en la dirección del avance lateral

Abreviaturas

Abreviatura	Término
BUE	<i>Build Up Edge</i> (Filo recrecido)
BUL	<i>Build Up Layer</i> (Capa recrecida)
CAD	<i>Computer Aided Design</i>
CAM	<i>Computer Aided Manufacturing</i>
CCP	<i>Cutter Contact Point</i>
CNC	<i>Computer Numerical Control</i>
ELI	<i>Extra Low Interstitial</i>
ISV	<i>Integrated Simulation and Verification</i>
MRR	<i>Material Removal Rate</i>
PVD	<i>Physical Vapor Deposition</i>
SEM	<i>Scanning Electron Microscopy</i>

Introducción

Las aleaciones de titanio son usadas en la elaboración de gran variedad de componentes para las industrias aeroespacial, química y biomédica principalmente, debido a su excelente relación resistencia mecánica – peso [1], resistencia a la corrosión y buen desempeño a altas temperaturas [2]. En la producción de componentes de titanio, el proceso de fresado es uno de los más utilizados, no obstante, las aleaciones de titanio son clasificadas dentro de los materiales difíciles de maquinarse [3], a causa de su baja conductividad térmica, alta reactividad química, bajo módulo de elasticidad [4] y a sus características de endurecimiento e inestabilidad termo-plástica durante el proceso de maquinado.

El proceso de fresado multiejes con herramienta de punta esférica es comúnmente utilizado para la obtención de superficies de forma compleja, conformadas por secciones de superficie con curvaturas cero, positivas y negativas [5]. En dichas condiciones, variables como el material de la pieza, el ángulo de inclinación del eje de la herramienta con respecto al vector normal de la superficie de trabajo, el cambio de la sección transversal de la viruta y la variación del estado tensión-deformación, inciden directamente en la vibración de la herramienta [6], produciendo cambios anisotrópicos en la rugosidad superficial [7].

La calidad de la superficie es crítica para el desempeño de los componentes en sistemas mecánicos, electrónicos, biomédicos. Dentro de los requerimientos de diseño de productos

metalmecánicos y de bienes de capital, ha sido establecido a nivel industrial, que una superficie no homogénea no cumple con los estándares de calidad exigidos y compromete el desempeño del producto [8], es así que; el primer criterio de calidad para que una pieza sea aceptada es que cumpla con las tolerancias geométricas, dimensionales y de rugosidad superficial establecidas [9]; el segundo criterio hace referencia a los parámetros físicos de la integridad de superficie, de la que depende la vida útil del producto (criterios de resistencia a la fatiga, resistencia a la corrosión, etc.) [10]. Los procesos de maquinado comprometen la integridad de la superficie del producto [10], debido a los fenómenos físicos, mecánicos y químicos, generados en la interfaz viruta-pieza-herramienta [11].

Los principales defectos superficiales, producidos por el proceso de fresado en aleaciones de titanio son deformación plástica en la sub-superficie del material, virutas redepositadas en la superficie maquinada (*smearred/adhered material*), transformaciones de fase y alteración de la microdureza en la sub-superficie [12]. Thomas et al. [13] reportaron deformación plástica en forma de bandas de deslizamiento, debajo de la superficie maquinada. Ginting et al. [11] realizaron experimentos sobre la aleación de titanio Ti-6242S encontrando defectos como patrones y huellas causadas por el movimiento de avance de la herramienta, horadado de la superficie, microvirutas entre 1 -2 μm de tamaño depositadas sobre la superficie. Li et al [14] encontraron deformación en los granos de la subsuperficie en la dirección del avance de corte. Moussaoui et al. [15] reportaron marcas perpendiculares a la dirección de avance, redeposición de material sobre la superficie maquinada, ablandamiento en la capa sub-superficial, pero no evidenciaron deformación plástica de los granos bajo la superficie del material.

Con respecto específicamente al proceso de fresado de acabado con herramienta de punta esférica, en materiales difíciles de maquinar, Prat et al. [16] mostraron que en el maquinado multiejes la velocidad de corte varía en función del diámetro efectivo de corte, que a su vez depende de los ángulos de inclinación del eje de la herramienta con respecto al vector normal a la superficie. Chen et al. [17] realizaron experimentos de fresado con herramienta de punta esférica sobre acero endurecido P20, encontrando que la fuerza de corte y la velocidad de corte varían en función del ángulo de inclinación y que un aumento de las mismas conlleva a un aumento de la temperatura y este a su vez afecta el estado de esfuerzos superficiales resultantes. Daymi et al. [18] reportaron deformación plástica en la sub-superficie del material cuando el ángulo de inclinación es 0° , a su vez determinaron

que el esfuerzo compresivo es máximo, lo cual no se presentó al maquinar inclinando el eje de la herramienta 25° en la dirección del avance y que a medida que el ángulo de inclinación aumenta, el esfuerzo compresivo decrece. Hood et al. [19] realizaron experimentos de maquinado de alta velocidad sobre la aleación de titanio BuRTi, con y sin refrigerante, variando el avance por diente, la profundidad de corte y el paso radial. Se encontró material aplastado y adherido (*smearred/adhered material*) en la superficie maquinada. El material adherido se presentó en mayor cantidad cuando se realizó maquinado en seco y fue reducido pero no eliminado con la aplicación de fluido de corte a alta presión. Estos autores argumentan que la orientación del eje de la herramienta con respecto al vector normal de la superficie maquinada y la velocidad de avance, son los factores que más influyen sobre la rugosidad superficial.

Propuesta de tesis

De la revisión de la literatura relacionada con el proceso de fresado con herramienta de punta esférica, en materiales difíciles de maquinar, se concluye que no existe una terminología universalmente aceptada con respecto a las ocho posiciones cinemáticas de la herramienta de punta redonda con respecto al vector normal a la superficie, en el maquinado multiejes y que en muchos trabajos se reportan defectos en la superficie, sin especificar con exactitud la posición cinemática de mecanizado asociada, y en otros, la misma cinemática es identificada de diferentes formas.

En el presente trabajo de tesis se propone diseñar una superficie de forma libre con rasgos geométricos de curvatura cero, positiva y negativa. Ejecutar el proceso de fresado de acabado con herramientas de punta esférica sobre la aleación de titanio Ti-6Al-4V y la aleación de aluminio 7075 con el objetivo de comparar el desempeño de cada uno de estos materiales en el proceso.

Debido a la complejidad del proceso de maquinado de superficies de forma libre, se propone la implementación de una máquina herramienta virtual que permita la simulación y verificación del proceso de manufactura, para validar el programa de control numérico, la correcta ejecución de la secuencia de operaciones tecnológicas y la ausencia de colisiones.

De la superficie maquinada, extraer muestras que permitan realizar una caracterización del proceso de fresado de acabado, realizando análisis de rugosidad, deformación plástica y micro-dureza.

Para explicar los hallazgos experimentales se propone modelar la cinemática del proceso de formación de la viruta, identificando las condiciones de proceso que produzcan los mejores resultados de calidad de la superficie maquinada, específicamente en la aleación de titanio.

Estructura del documento

En el primer capítulo se realiza un revisión de la literatura de los temas directamente relacionados con el proceso de fresado de acabado con herramienta de punta esférica de superficies complejas sobre la aleación de titanio Ti-6Al-4V. En el capítulo dos se muestra el proceso de diseño, la planificación del proceso de manufactura y la fabricación de una probeta concebida para abordar el estudio del proceso de mecanizado en máquinas multiejes. El capítulo tres muestra el modelamiento cinemático del proceso de corte y el modelamiento geométrico del proceso de formación de la viruta. Además, los resultados obtenidos de las caracterizaciones de las superficies maquinadas utilizando microscopía confocal, análisis metalográficos y mediciones de micro-dureza. Muestra también una práctica experimental que consiste en la fabricación de una prótesis maxilofacial en la aleación de titanio Ti-6Al-4V. El capítulo cuatro recopila las conclusiones del trabajo desarrollado y se realizan propuestas para trabajos futuros.

La **Figura 1** muestra una síntesis en forma de mapa conceptual del trabajo de tesis desarrollado.

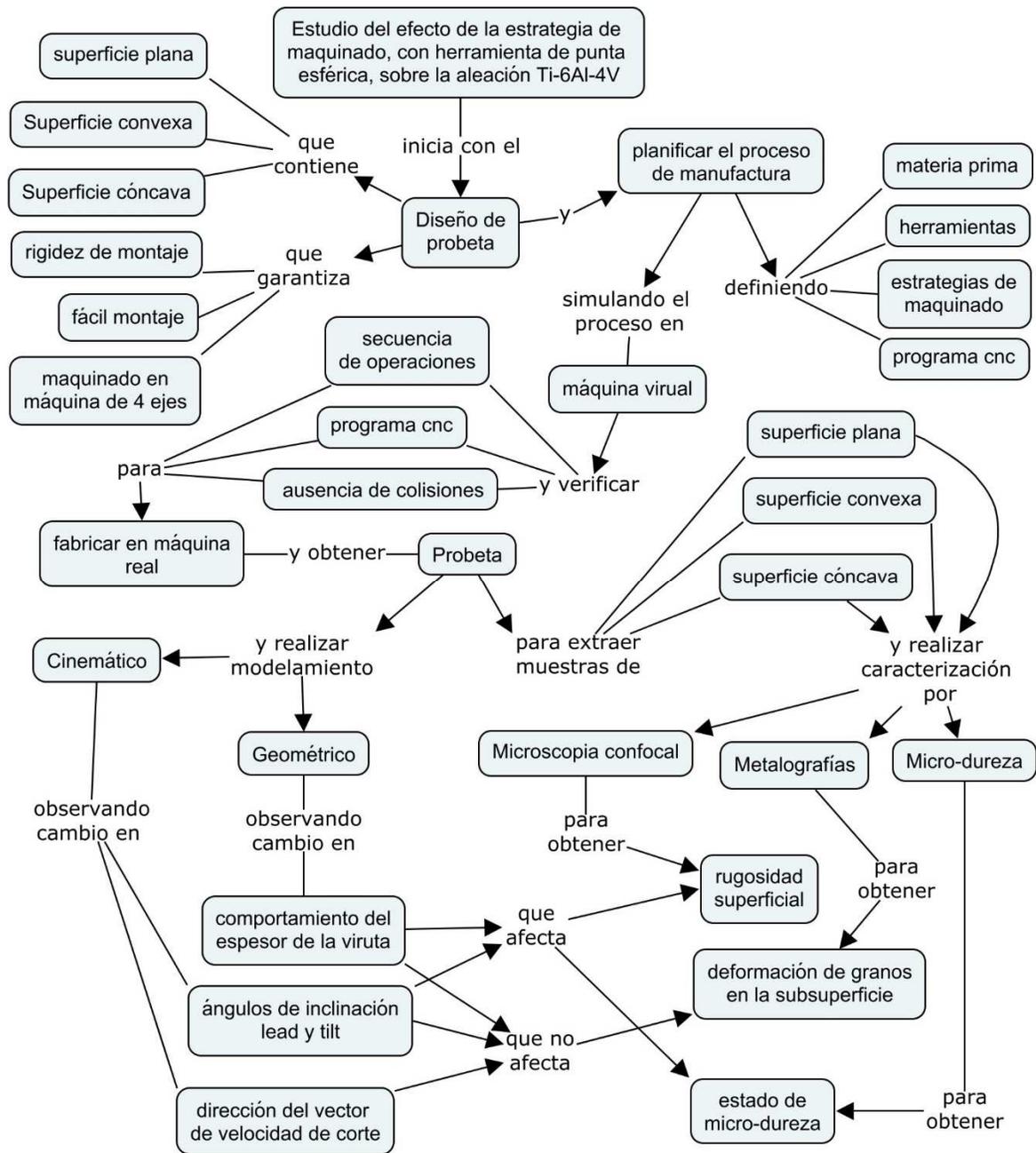


Figura 1: Síntesis del trabajo de tesis desarrollado

1. Literatura Relevante

1.1 Maquinado de la aleación Ti-6Al-4V

El amplio uso de la aleación Ti-6Al-4V en componentes especializados, se debe a su relación resistencia-peso, excelentes propiedades mecánicas a altas temperaturas y resistencia a la corrosión. El 50% de la producción de titanio y aleaciones de titanio a nivel mundial corresponde a esta aleación en particular [1]. La aleación de grado 5 es utilizada en componentes de la industria aeroespacial y la de grado 23 (ELI) es utilizada principalmente en la industria médica. La **Tabla 1-1** muestra la composición química de la aleación.

Tabla 1-1: Composición química de la aleación de titanio Ti-6Al-4V.

	Al	V	C	N	H	Fe	O
Grado 5	5.75–6.75%	3.4–4.5%	0.08%	0.05%	0.015%	0.025%	0.2%
ELI Grado 23	5.5–6.5%	3.5–4.5%	0.08%	0.05%	0.015%	0.025%	0.013%

En general, las aleaciones de titanio son clasificadas dentro de los materiales difíciles de maquinar [3], a causa de su baja conductividad térmica, alta reactividad química y relativamente bajo módulo de elasticidad [4]. La **Tabla 1-2** ilustra algunas propiedades representativas de la aleación de titanio comparadas con las de un acero de medio carbono y con las de la aleación de aluminio 7075.

Una de las principales causas de la alteración de la integridad de superficie durante el proceso de maquinado de las aleaciones de titanio, son los altos gradientes de temperatura generados durante el proceso, debidos a la baja conductividad térmica de estas aleaciones ($6.6 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ para la aleación Ti-6Al-4V, casi 1/6 que la del acero AISI 1045), haciendo que el calor generado en la interfaz viruta/pieza/herramienta se concentre en el filo de la herramienta y solo aproximadamente el 20% del mismo sea evacuado del proceso a través

de la viruta [1]. Sumado a esto, la alta reactividad química, potenciada a mayor temperatura, produce un rápido desgaste en el filo de la herramienta, afectando la integridad de la superficie maquinada e incrementando los costos de producción [20].

Tabla 1-2: Propiedades físico-mecánicas representativas de las aleaciones de titanio Ti-6Al-4V, Acero AISI 1045 y aluminio 7075 [1].

Material	Resistencia a la tensión (MPa)	Módulo de elasticidad (GPa)	Densidad (g/cm ³)	Conductividad térmica (W/mK)	Porcentaje de elongación	Dureza Vickers (HV)
Ti-6Al-4V ELI	860	113	4.43	7.3	15%	341
AISI 1045 Laminado en frío	625	207	7.84	50.7	16%	210
Aleación de aluminio 7075	572	72	2.81	130	11%	175

La vibración es otro problema notable en el maquinado de aleaciones de titanio, especialmente en procesos de acabado, la principal causa es el bajo módulo de elasticidad de este material [21] (casi la mitad con respecto a un acero AISI 1045). Por efecto de las fuerzas de corte, el material se deforma casi el doble comparado con un acero AISI 1045. La presión elástica del material bajo el filo de corte y el cizallamiento adiabático, ocasionan desgaste del flanco de la herramienta, vibración y altas temperaturas [4].

El titanio es un material alotrópico, a baja temperatura presenta una microestructura cristalina hexagonal compacta (fase alfa) y a 882°C se transforma en cúbica de cuerpo centrado (fase beta). La fase alfa tiene alta resistencia mecánica, elevada dureza y alta resistencia a la contaminación con oxígeno, incluso a altas temperaturas. La fase beta permite buena formabilidad a bajas temperaturas, pero es más susceptible a la contaminación. Dependiendo del elemento aleante se tiende a estabilizar cualquiera de las dos fases, modificando la temperatura de transformación [1]. La adición de 6% de porcentaje en peso de aluminio incrementa la temperatura a la cual la fase alfa es estable. La adición de vanadio sirve para estabilizar la fase beta, un 4% de porcentaje en peso reduce la temperatura de transición unos 200°C.

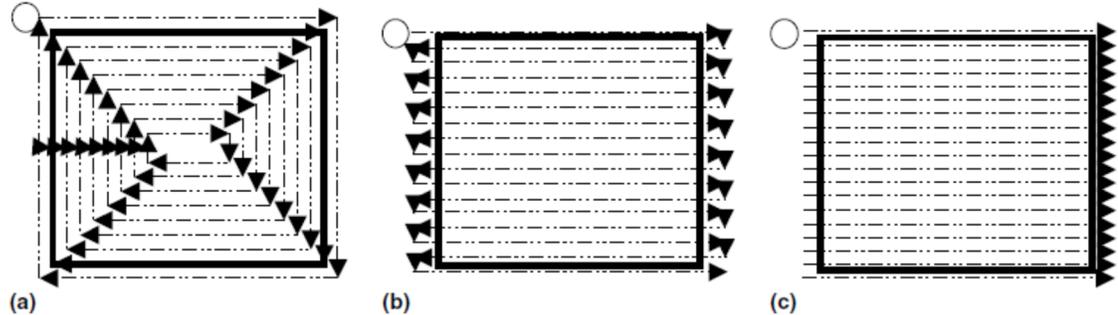
Por otro lado, el hidrógeno genera un efecto negativo en la aleación, se difunde rápidamente y con mayor velocidad en la fase beta, especialmente a altas temperaturas.

La difusión del hidrogeno dentro de la microestructura de las aleaciones de titanio genera pérdida de ductilidad y reduce su resistencia a la generación de grietas [22].

1.2 Estrategias de maquinado

En el proceso de fresado de acabado se utilizan diferentes estrategias de maquinado posibilitadas por los software CAM. Así, para la obtención de superficies se utilizan principalmente las estrategias mostradas en la **Figura 1-1**. En estas estrategias convencionales, la velocidad del husillo, la velocidad de avance y el paso de la herramienta, son seleccionadas de acuerdo con la condición más crítica de maquinado y dichos valores son mantenidos constantes durante todo el proceso, tornándolo ineficiente [23].

Figura 1-1: Estrategias convencionales de maquinado más utilizadas en la obtención de superficies planas. (a) offset, (b) zigzag y (c) dirección única [24]

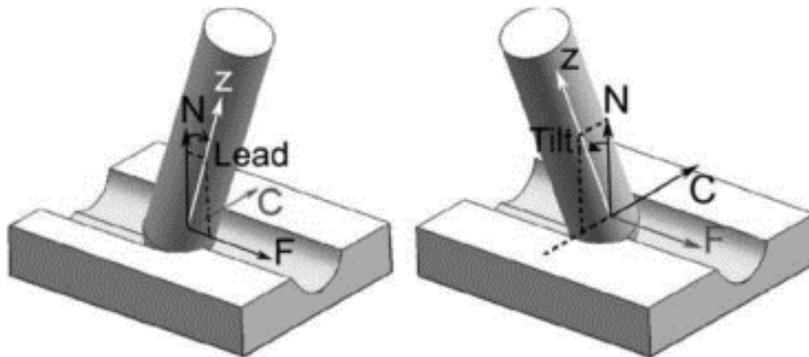


En el maquinado de superficies planas y bajo las condiciones anteriormente descritas se obtienen superficies con rugosidad homogénea. Pero, en el caso de superficies complejas, donde la geometría y la curvatura (cóncava o convexa) de la superficie cambian constantemente, induciendo cambios en la morfología de la viruta y en las fuerzas de corte, se generan superficies no homogéneas con valores de rugosidad diferentes que dependen de la curvatura de la superficie.

En el mecanizado por arranque de viruta, utilizando fresas tangenciales o frontales, el proceso de fresado puede ser discordante (*conventional, up milling*), cuando la viruta se

forma de un espesor inicial mínimo a un mayor espesor; o concordante (*climb, down milling*), cuando la viruta se forma del mayor al menor espesor. Por otro lado, en el caso del fresado de superficies complejas con herramienta de punta esférica, el ángulo de posición del eje de la herramienta con respecto al vector normal a la superficie varía en función de los radios de curvatura de la superficie y de acuerdo con la nomenclatura propuesta por Bouzakis [25], se pueden identificar ocho tipos de cinemáticas diferentes. Un maquinado tipo *pull* (halar) si la herramienta se inclina en la dirección del avance de la herramienta (ángulo *lead* β positivo), y tipo *push* (empujar) si el ángulo de inclinación es contrario a la dirección del avance de la herramienta (ángulo *lead* β negativo). Adicionalmente el eje de la herramienta también se puede inclinar en la dirección del paso lateral, produciendo un maquinado *oblique-plunge* si la herramienta se inclina en dirección opuesta al paso lateral (ángulo *tilt* φ negativo); y *oblique-reverse* si la herramienta se inclina en la dirección del paso lateral (ángulo *tilt* φ positivo), como se observa en la **Figura 1-2**. La **Figura 1-3** ilustra las ocho posibles posiciones de la herramienta con respecto al vector normal a la superficie en el maquinado multiejes.

Figura 1-2: Ángulos *lead* (β) y *tilt* (φ). [26]



Ko et al. [27] realizaron un estudio sobre el ángulo de inclinación del eje de la herramienta y el vector normal a la superficie en maquinado de alta velocidad de aceros endurecidos. Se encontró por medio de una simulación computacional, que el ángulo de inclinación de 15° es el más indicado basado en criterios de maquinabilidad. Los experimentos llevados a cabo con varios ángulos de inclinación corroboraron lo predicho en la simulación y que el método *downward/down milling* (*push-up milling* de acuerdo con la nomenclatura

propuesta por Bouzakis), ilustrado en la **Figura 1-4**, es el más recomendado para la generación de trayectorias en el sistema CAM

Figura 1-3: Nomenclatura de la cinemática en maquinado multiejes propuesta por Bouzakis et al. [25]

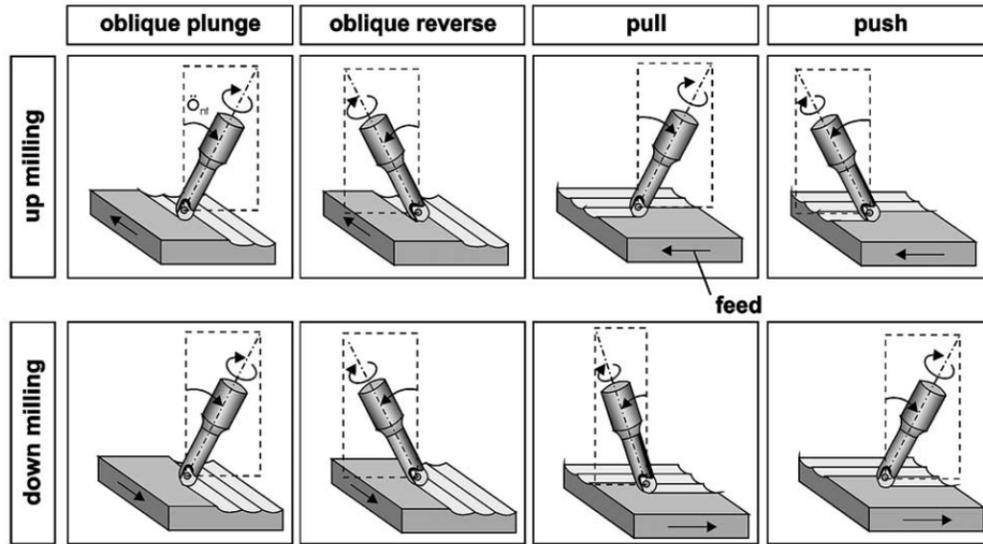
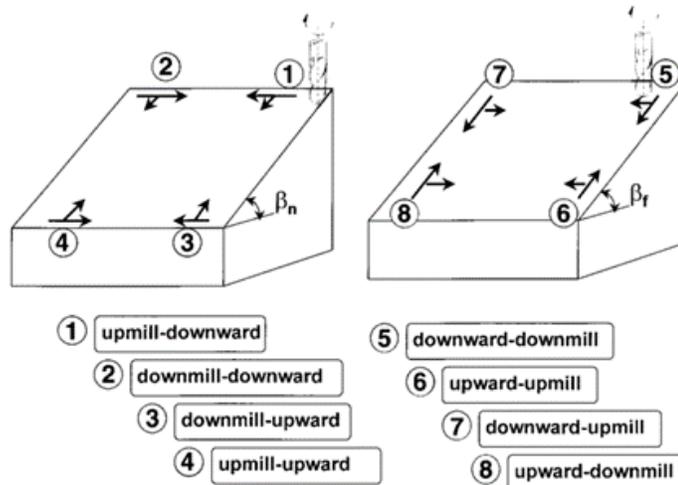


Figura 1-4: Nomenclatura de la cinemática en maquinado multiejes propuesta por Ko et al. [27]



Bouzakis [25] implementó un algoritmo, que basado en la cinemática del maquinado multiejes determina la topografía superficial, la geometría de la viruta no deformada y los

componentes de las fuerzas de corte. Se comprobó que el ángulo de inclinación influye significativamente la rugosidad superficial. En el caso del maquinado tipo *pull-down milling* se demostró, tanto computacionalmente como experimentalmente que la rugosidad disminuye a medida que el ángulo de inclinación aumenta (0 a 5 grados). Los experimentos demostraron que los mejores resultados en cuanto a rugosidad superficial se lograron con *oblique-plunge-up* y *oblique-reverse-down milling*. Contrario a lo enunciado por Ko, en el caso del uso de la estrategia *push-up milling* se encontró la mayor rugosidad superficial.

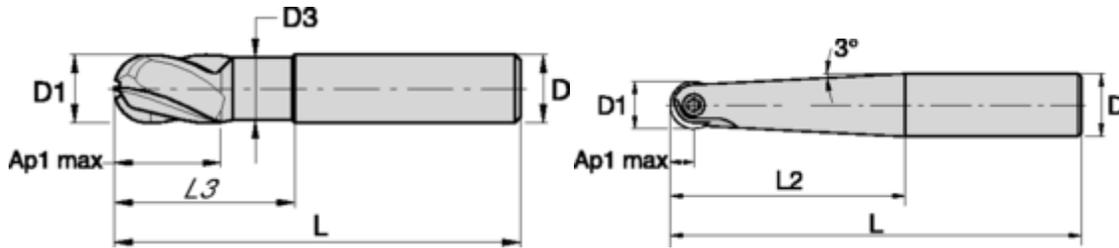
Por otro lado Toh [23] argumenta que la selección de la estrategia de maquinado depende de la curvatura local de la superficie maquinada, el diámetro de la herramienta y la rugosidad requerida. Si el paso de la herramienta es muy grande, la rugosidad también lo será, si este es muy pequeño el tiempo de maquinado será excesivo. Además, se han recomendado estrategias de corte adaptativas, que varíen el avance de la herramienta con el objeto de mantener constante la tasa de remoción de material (MRR). Se ha reportado que el uso de dichas estrategias ha disminuido el tiempo de maquinado entre un 30 y un 60% con respecto al tiempo empleado por las estrategias convencionales, además de un aumento en la vida de la herramienta [28]. En general los estudios de estrategias de maquinado se orientan principalmente a la optimización de tiempos de manufactura y no a los efectos a nivel microestructural [8]. Aunque muchos sistemas CAM comerciales incluyen módulos de optimización de estrategias de corte, basados en la tasa de remoción de material, no existen estrategias de maquinado que consideren la física del proceso de corte, el material o requerimientos de calidad superficial a nivel microestructural

1.3 Herramientas de corte de punta esférica

Las herramientas de corte de punta esférica son usadas en centros de maquinado multiejes, para la obtención de superficies complejas, que son frecuentes en la fabricación de moldes y matrices. La **Figura 1-5** muestra dos tipos de herramientas comerciales, a la izquierda una herramienta integral de metal duro y a la derecha una herramienta de insertos intercambiables, con características geométricas, de material y de recubrimiento específicos dependiendo el tipo de material a trabajar. A modo de ejemplo, la empresa Kennametal sugiere para aplicaciones de maquinado tridimensional de la industria aeroespacial en materiales a trabajar como acero inoxidable y aleaciones de titanio, una

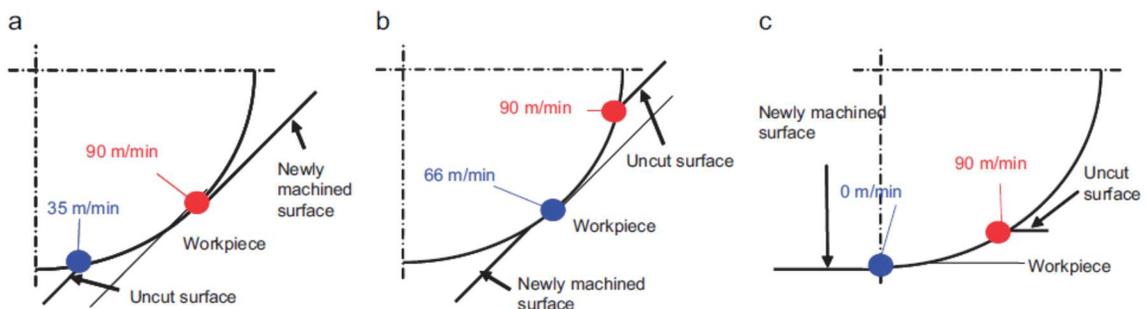
fresa de carburo sólido con cuatro filos de corte y un ángulo de hélice de 38° con un recubrimiento KC5510 (Recubrimiento por deposición física de vapor PVD, de nitruro de aluminio titanio).

Figura 1-5: Herramientas de punta esférica. A la izquierda herramienta integral, a la derecha herramienta de insertos intercambiables. Tomado de: www.kennametal.com



Una de las características a tener en cuenta al utilizar este tipo de herramientas es que la velocidad de corte a lo largo del filo de la herramienta no es constante y depende además de la dirección del movimiento. La **Figura 1-6** ilustra el comportamiento de las velocidades sobre el filo útil de la herramienta, en el caso del fresado con herramienta de punta esférica en dirección descendente, ascendente y horizontal, respectivamente [29].

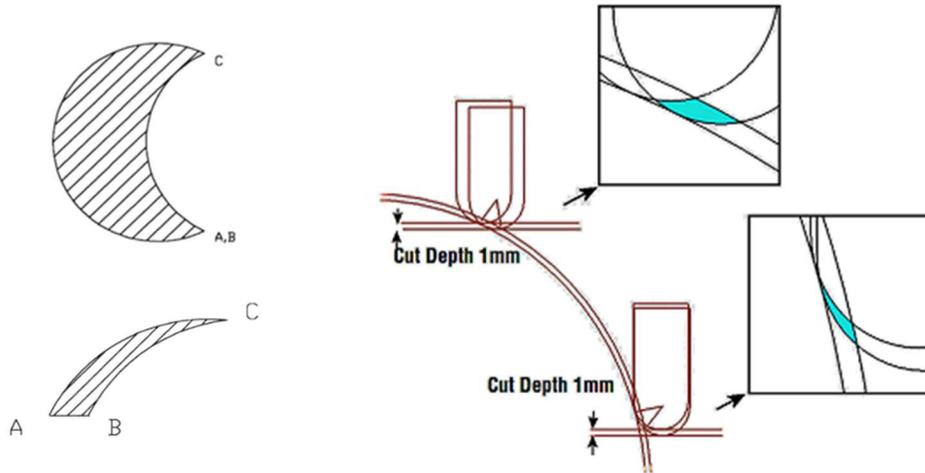
Figura 1-6: Velocidades de corte variables (m/min) en la interfaz herramienta-material de trabajo [29].



En combinación con la variación en la velocidad de corte a lo largo del filo de la herramienta, el cambio de la sección transversal de la viruta (en forma y en dimensión), debido a la geometría de la superficie, causa una carga no uniforme sobre la herramienta (**Figura 1-7**), dicho fenómeno afecta el patrón de la morfología de la viruta, el mecanismo

de desgaste, las fuerzas de corte, la magnitud de deflexión, la vida de la herramienta y la calidad superficial [7].

Figura 1-7: Variación en la forma y la dimensión de la sección transversal de la viruta [7].



1.4 Defectos de superficie en aleaciones de titanio procesadas por fresado

Hay diversos estudios acerca de defectos superficiales producidos por el proceso de fresado en aleaciones de titanio. Los principales reportados en la literatura son: deformación plástica en la subsuperficie del material, virutas redepositadas en la superficie maquinada (*smear/adhered material*), transformaciones de fase, alteración de la microdureza en la subsuperficie [12].

Thomas et al. [13] reportaron deformación plástica en forma de bandas de deslizamiento, debajo de la superficie maquinada, en el proceso de fresado de alta velocidad (200 m min^{-1}) de las aleaciones de titanio Ti-6Al-4V y Ti-834, encontraron que la alineación y densidad de las bandas de deslizamiento dependen de la orientación de los granos alfa en la subsuperficie. Ginting et al. [11] realizaron experimentos utilizando fresas toroidales, a velocidades de corte entre 100 y 125 m min^{-1} , sobre la aleación de titanio Ti-6242S. Los defectos encontrados fueron: patrones y huellas causadas por el movimiento de avance de la herramienta; rasgado de la superficie, probablemente producida por filo recrecido

(*Built Up Edge – BUE*) y rozamiento en el momento de la remoción del material; microvirutas entre 1 -2 μm de tamaño depositadas sobre la superficie cuando trabajaron altas velocidades de corte (125 m min^{-1}); capa recrecida (*Built Up Layer - BUL*), como la nombraron dichos autores, caracterizada por viruta redepositada sobre la superficie maquinada y que requiere de estudios adicionales para comprender su mecanismo de formación.

Li et al [14] realizaron pruebas de fresado concordante con fresa de insertos de punta plana en la aleación de titanio Ti-6Al-4V, variando las velocidades de corte entre 150 y 450 m min^{-1} sin refrigerante, encontrando que las fuerzas de corte disminuyen con el aumento de la velocidad, probablemente por un fenómeno de ablandamiento del material debido al aumento de la temperatura de corte. También encontraron deformación en los granos de la subsuperficie en la dirección del avance de corte, pero no tan pronunciados como los reportados en la literatura para el proceso de torneado. Las observaciones microestructurales muestran que la fase β experimenta mayores niveles de deformación con el aumento de la velocidad de corte.

Moussaoui et al. [15] realizaron experimentos de fresado de desbaste con herramienta de punta plana de insertos ($R = 2.5 \text{ mm}$) sobre superficies planas, en seco, utilizando velocidades de corte de 54 y 78 m min^{-1} . Los principales defectos encontrados fueron deformaciones de las marcas del avance perpendiculares a la dirección de avance y redeposición de material sobre la superficie maquinada. En cada experimento utilizaron una herramienta nueva, de lo que se deduce que los defectos encontrados no son atribuibles al desgaste de la herramienta. No se evidenció deformación plástica de los granos bajo la superficie del material, ni alargamiento en la dirección del avance, probablemente por las bajas velocidades de corte utilizadas. Los resultados de nanodureza mostraron una gran dispersión, puesto que en cada medida tomada podría ser de la fase alfa, la fase beta o una imperfección del material. Un estudio realizado sobre la influencia de la carga en el ensayo de microdureza, evidenció que a medida que la carga disminuye la dispersión de la medida de la dureza aumenta, debido a que el tamaño de grano de la fase alfa es en promedio de 20 μm y con una carga baja aumenta la probabilidad de indentar una sola fase. La carga seleccionada para la realización de las medidas de microdureza fue de 300 gramos aplicada durante 15 segundos. A pesar de que los autores argumentan que los instrumentos convencionales para la medición de la microdureza no

son adecuados para la aleación estudiada, observan un ablandamiento en la capa subsuperficial, lo cual se explica por la alta temperatura en la zona de corte, que provoca una difusión de vanadio de la fase beta a la fase alfa, sin presentar cambios observables en la microestructura.

Con respecto específicamente a defectos de la superficie en el proceso de fresado de acabado con herramienta de punta esférica, en materiales difíciles de maquinar:

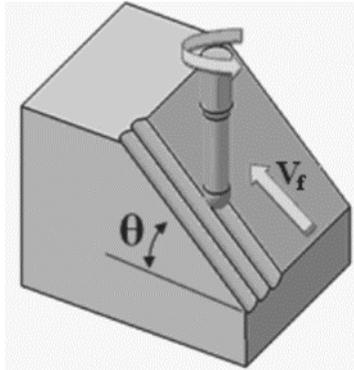
Prat et al. [16] mostraron que en el maquinado multiejes la velocidad de corte varía en función del diámetro efectivo de corte, que a su vez depende de los ángulos *tilt* (φ) y *lead* (β). Las pruebas de maquinado se realizaron en la aleación de titanio Ti-6Al-4V, variando y combinando los ángulos *tilt* (φ) y *lead* (β), pero no se reportó ninguna información con respecto a la integridad superficial de la superficie obtenida.

Chen et al. [17] realizaron experimentos de fresado con herramienta de punta esférica sobre acero endurecido P20, utilizando la estrategia de corte *pull-up milling*. Se realizó un modelo computacional para simular el proceso con ángulos *lead* entre 0 y 45°, con incrementos de 5°. El aumento de la velocidad de corte conlleva un aumento de la temperatura y este a su vez afecta el estado de esfuerzos superficiales resultantes. La fuerza de corte varía en función del ángulo de inclinación. Estos autores sugieren utilizar ángulos no superiores a 30° y en esta condición estiman que los esfuerzos residuales serán de carácter compresivo.

Daymi et al. [30] realizaron pruebas de maquinado en la aleación de titanio Ti-6Al-4V, utilizando la estrategia *vertical-up milling* (*pull-down milling* de acuerdo con la nomenclatura propuesta por Bouzakis), como se ilustra en la **Figura 1-8**. Estos autores no reportaron defectos de superficie y no hicieron diferencia entre estrategias *pull-down milling* y *pull-up milling*. Tampoco consideraron ángulos de inclinación en la dirección perpendicular al avance de la herramienta. En [18] Daymi et al. reportaron que el mejor acabado se produjo con un ángulo *lead* de 25° y lo atribuyeron al hecho de evitar el corte de material con el centro de la herramienta. No encontraron grietas en la superficie y determinaron que el maquinado con 0° de inclinación (centro de la herramienta en contacto) produce deformación plástica en la subsuperficie del material, lo cual no se presentó al maquinar

con 25° . Encontraron que el esfuerzo compresivo es máximo cuando el ángulo de inclinación es 0° y a medida que el ángulo de inclinación aumenta, el esfuerzo compresivo decrece. También corroboraron que las condiciones de corte influyen la microdureza de la superficie maquinada.

Figura 1-8: Estrategia *vertical-up milling* utilizada por Daymi et al. [30]



Mhamdi et al [31] realizaron experimentos de maquinado con herramienta de punta esférica, en un centro de maquinado vertical de tres ejes, para obtener una superficie cóncava en la aleación de titanio Ti-6Al-4V (velocidad de corte promedio de 150 m min^{-1}). El proceso utilizado, en el cual el movimiento de avance de la herramienta se realizó sobre la circunferencia de la superficie cilíndrica maquinada, produce una transición de mecanizado *downward milling* a *upward milling* (*push-down milling* a *pull-down milling* de acuerdo con la nomenclatura propuesta por Bouzakis), como se ilustra en la **Figura 1-9**. Por la cinemática del montaje realizado no se producen variaciones del ángulo *tilt* (φ). La variación de mecanizado *push-down milling* a *pull-down milling* con un ángulo *tilt* (φ) igual a cero, hace que en el cuadrante inferior del círculo que genera el cilindro, exista una velocidad de corte igual a cero en el centro de la herramienta, precisamente en esta área se presentaron los mayores valores de rugosidad y se observó una mayor deformación en los granos subsuperficiales de la estructura del material. El estudio mostró que el ángulo de posición del eje de la herramienta con respecto al vector normal a la superficie influye significativamente los valores de rugosidad S_a y S_q . Los autores reportaron menores valores de rugosidad en la superficie maquinada con la estrategia *pull-down milling*, lo cual atribuyeron a la mayor velocidad de corte y a la forma como el filo de la herramienta comienza a formar la viruta. Se encontró también que el ángulo de posición de la

herramienta (*lead o tilt*) influye en la variación de la microdureza superficial por efecto del proceso de maquinado.

Figura 1-9: Montaje experimental implementado por Mhamdi et al. [31]

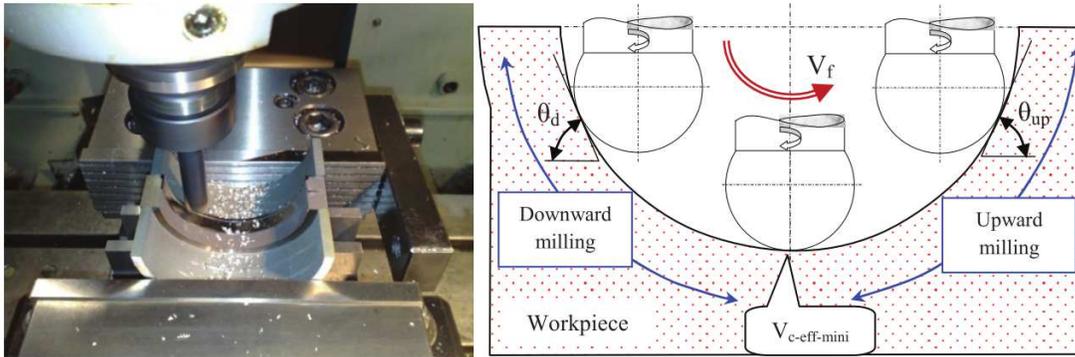
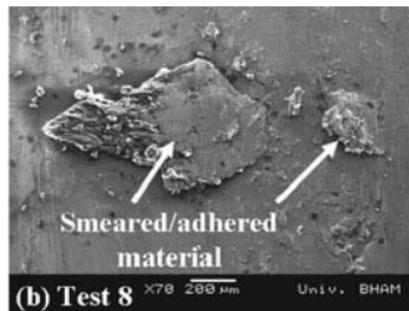


Figura 1-10: Material adherido sobre la superficie maquinada [19]



Hood et al. [19] realizaron experimentos de maquinado de alta velocidad (con velocidad de corte promedio de 100 m min^{-1}) con herramienta de punta esférica sobre la aleación de titanio BuRTi (Ti-25V-15Cr-2Al-0.2C), con y sin refrigerante. Estos autores utilizaron la estrategia *oblique-plunge-down milling* con ángulos *tilt* (φ) de 0 y 45° , sobre superficies planas, variando también el avance por diente, la profundidad de corte y el paso radial. Se generó filo recrecido (*Build Up Edge*) en la herramienta de corte y se encontró material adherido (*smearred/adhered material*) en la superficie maquinada, como el mostrado en la **Figura 1-10**. El material adherido se presentó en mayor cantidad cuando se realizó maquinado en seco y fue reducido pero no eliminado con la aplicación de fluido de corte a alta presión. También se observó una menor cantidad de material adherido al maquinar

con un ángulo *tilt* (φ) de 45° . Los autores atribuyen lo anterior al aumento promedio de la velocidad de corte. Finalmente, encontraron microgrietas, ocasionadas probablemente por partículas desprendidas de la herramienta. En las conclusiones, argumentan que la orientación del eje de la herramienta con respecto al vector normal a la superficie maquinada y la velocidad de avance son los factores que más influyen sobre la rugosidad de la superficie.

1.5 Integridad de superficie en procesos de maquinado

Es ampliamente reconocido que las características de una superficie, obtenida por procesos de maquinado, tienen un alto impacto en el desempeño del producto, en la vida útil y en la confiabilidad [8] [32]. El término integridad superficial fue introducido por Field y Khales [8] en 1964 y es definido como la condición resultante de una superficie después de un proceso de maquinado u otro proceso de fabricación. Las alteraciones superficiales pueden incluir cambios mecánicos, metalúrgicos y químicos principalmente; estos cambios a pesar de producirse en una delgada capa de la superficie, disminuyen las prestaciones en servicio del componente y en algunos casos pueden hacerlo inservible [33].

Comprender el comportamiento de las alteraciones producidas sobre la superficie de un material, debidas a las variables del proceso de maquinado, es fundamental para mejorar la calidad del producto. La integridad de superficie desde el punto de vista de la ingeniería puede ser definida como un conjunto de propiedades o atributos superficiales y subsuperficiales que condicionan el desempeño de la superficie en servicio, dichas propiedades pueden ser geométricas, físicas, químicas y hasta biológicas [8].

Cuando se hace referencia a la integridad superficial en productos obtenidos por medio de procesos de maquinado, se tienen en cuenta características de topografía o rugosidad superficial y propiedades mecánicas y metalúrgicas. Field y Khales [8] propusieron un procedimiento experimental para la evaluación de parámetros de integridad superficial, dicha metodología especifica el uso de tres niveles diferentes para estudiar y evaluar las características de una superficie maquinada (Ver **Tabla 1-3**).

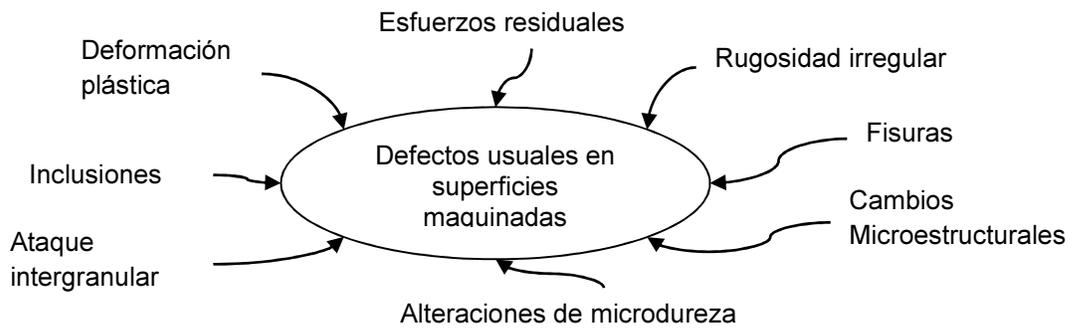
La rugosidad de las superficies maquinadas es generada principalmente por la geometría de la arista de corte y la cinemática del proceso. La rugosidad de los componentes fabricados es el parámetro más frecuentemente controlado en el proceso de maquinado [8]. Específicamente en el proceso de fresado de acabado con herramientas de punta esférica la combinación de la dirección de avance, el paso transversal de la estrategia de maquinado, la geometría de la herramienta, la sección transversal de la viruta y el ángulo de inclinación del eje de rotación de la herramienta con respecto al vector normal de la superficie, generan topografías y rugosidad anisotrópicas [34].

Además de la topografía y la rugosidad superficial, el proceso de maquinado genera otro tipo de alteraciones a nivel microestructural, la **Figura 1-11** ilustra los principales defectos encontrados frecuentemente sobre una superficie maquinada.

Tabla 1-3: Niveles de estudio de la integridad superficial [8].

Nivel básico	Nivel estándar	Nivel extendido
Rugosidad superficial	Nivel básico	Nivel Estándar
Microestructura	Test de Fatiga	Test de fatiga (Datos de diseño)
Microfisuras	Test de Corrosión	Test de tensión
Deformación plástica	Esfuerzos residuales	Test de fricción
Transformación de fase		Test de fluencia
Ataque intergranular		
Microdureza		

Figura 1-11: Defectos superficiales usuales en piezas maquinadas [8].



1.6 Topografía de superficie - Rugosidad

Los procesos de manufactura utilizados en la industria producen componentes con formas dentro de tolerancias dimensionales y requerimientos de calidad superficial preestablecidos [8]. Los procesos de maquinado retiran capas de un material de trabajo produciendo la superficie deseada. Una superficie tecnológica o de ingeniería es cualquier superficie generada por métodos de manufactura. Uno de los principales es el maquinado y específicamente las aplicaciones de acabado. El método de remoción de material y su mecanismo de generación de la superficie, definirán la integridad de la nueva superficie [35]. La integridad de la superficie, en procesos de remoción de material, se refiere por un lado a características geométricas y por otro a características mecánicas, físico-químicas y cristalográficas de la superficie (microdureza, esfuerzos residuales, deformaciones plásticas, resistencia a la corrosión, absorción, energía superficial entre otras).

En cuanto a las características geométricas, la textura y topografía superficial son los principales parámetros dentro de los requerimientos de integridad superficial y propiedades generados por el proceso de manufactura [8]. La topografía de una superficie es un conjunto de propiedades geométricas que pueden ser cuantificadas por medio de un sistema de medición. La topografía es de vital importancia en el desempeño funcional de una superficie, y está estrechamente relacionada con las propiedades del material y las condiciones de operación. La topografía de la superficie es un requerimiento fundamental de diseño, de manufactura y de función del componente [36].

En la **Tabla 1-4** se presenta la clasificación de las desviaciones geométricas en superficies maquinadas de acuerdo con la norma DIN 4760. La rugosidad superficial (fenómeno de tercer orden) es causada por la acción del filo de la herramienta de corte durante el proceso de remoción del material. Debido a lo anterior la rugosidad es el parámetro dominante relacionado con la maquinabilidad del material trabajado, la forma de la herramienta, las condiciones de maquinado, los requerimientos de tolerancia, los fenómenos tribológicos y en general, con la funcionalidad de la superficie [8].

El método más común para evaluar la rugosidad de una superficie es por medio de la toma de un perfil bidimensional sobre esta, pero la superficie interactúa en un ambiente tridimensional. La rugosidad es en general anisotrópica, dependiendo del proceso de

manufactura. Cuando las magnitudes de los perfiles en dos direcciones son diferentes (por tanto la textura es diferente), se habla de superficies anisotrópicas y cuando no se presentan variaciones (ej. superficies granalladas), se denominan isotrópicas. Sin embargo, en muchos casos, las características de rugosidad de una superficie determinadas por un trazo bidimensional no son suficientes para caracterizar la textura de la superficie [35], debido a que estas interactúan en tres dimensiones y no en dos. Los primeros parámetros numéricos para la caracterización tridimensional de superficies fueron implementados a principios de los noventa, llamados “*Birmingham 14 (B14)*”. Los parámetros de amplitud S_q, S_z, S_{sk} y S_{ku} son extensiones de los utilizados en la caracterización bidimensional.

Tabla 1-4: Desviaciones geométricas de las superficies maquinadas (DIN 4760).

ORDEN	DESVIACION	CAUSA
1er	Errores de forma (planitud, redondez, cilindricidad, etc)	Errores mecánicos de la máquina, deformaciones elásticas, errores de fijación de la pieza o la herramienta, desgaste severo de la herramienta.
2do	Ondulaciones (<i>Waviness</i>)	Rotación excéntrica de la pieza o la herramienta, vibraciones en el sistema (proceso – herramienta – pieza – máquina), desgaste herramienta, material no homogéneo.
3er	<i>Grooves</i>	Forma del filo de la herramienta, cinemática del proceso, morfología de la viruta.
4to	<i>Cracks</i>	Desgaste del filo de la herramienta, filo recreado, modo de formación de la viruta, procesos galvánicos.
5to	Estructura cristalina	Reacciones químicas, corrosión.
6to	Formación de la estructura cristalina	Alteraciones físicas y químicas en la microestructura del material. Alteraciones de la malla cristalina.

La norma ISO 25178 define los parámetros de rugosidad tridimensionales. La ecuación (1.1) representa el parámetro de dispersión S_a , definido como la desviación media aritmética de los valores absolutos de la superficie por encima y por debajo del plano medio dentro del área de muestreo [37].

$$S_a = \frac{1}{MN} \sum_{j=1}^N \sum_{i=1}^M |\eta(x_i, y_i)| \quad (1.1)$$

El parámetro de dispersión S_q mostrado en la ecuación (1.2), definido como la raíz media cuadrática de las desviaciones de la superficie dentro del área de muestreo. Es un parámetro muy general, pero ampliamente usado, es más sensible a cambios drásticos en la superficie que S_a .

$$S_q = \sqrt{\frac{1}{MN} \sum_{j=1}^N \sum_{i=1}^M |\eta^2(x_i, y_i)|} \quad (1.2)$$

Los parámetros mostrados en la ecuación (1.3) representan; S_p el pico más alto de la superficie; S_v el valle más bajo de la superficie; y S_z es definido como el valor promedio de las alturas absolutas de los picos más altos y las profundidades absolutas de los valles más bajos dentro del área de muestreo.

$$S_p = \text{MAX}(\eta(x_i, y_i)) ; S_v = \text{MIN}(\eta(x_i, y_i)) ; S_z = \frac{1}{5} [\sum_{j=1}^5 Z_{pi} + \sum_{i=1}^5 Z_{vi}] \quad (1.3)$$

La ecuación (1.4) define el parámetro S_{sk} , que representa el sesgo, es una medida de la asimetría de las desviaciones de una superficie con respecto al plano medio. Es usado para describir la forma de la distribución topográfica de alturas. Para una superficie gaussiana con una forma simétrica $S_{sk} = 0$. Este parámetro puede dar alguna indicación de comportamientos puntiagudos en la superficie. Un valor muy negativo $S_{sk} < -1$, indica una superficie con buenas propiedades de rodadura (Rectificadas y pulidas). Por el contrario, un valor muy positivo, $S_{sk} > 1$, puede indicar la presencia de pocos picos que pueden desgastarse rápidamente si la superficie entra en rozamiento con otra [37].

$$S_{sk} = \frac{1}{MNS_q^3} \sum_{j=1}^N \sum_{i=1}^M |\eta^3(x_i, y_i)| \quad (1.4)$$

El parámetro S_{ku} (ecuación (1.5)), es una medida que indica que tan plana o puntiaguda es la curva de distribución de alturas, y caracteriza la dispersión de la distribución de alturas. Es muy sensible a variaciones en la zona de medición. Para una superficie

gausiana $S_{ku} = 3$. Por medio de la combinación del sesgo y la curtosis es posible determinar, por ejemplo, si la superficie es plana en la parte superior con valles profundos.

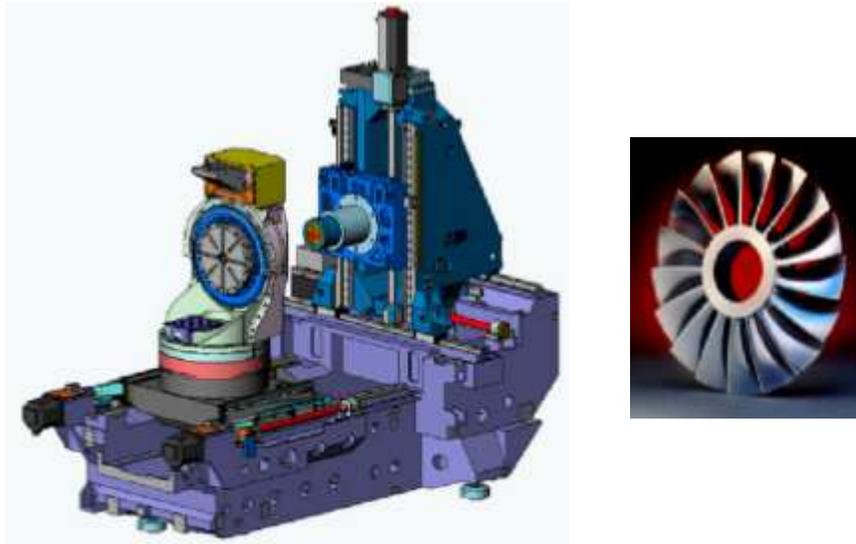
$$S_{ku} = \frac{1}{MNS_q^4} \sum_{j=1}^N \sum_{i=1}^M |\eta^4(x_i, y_i)| \quad (1.5)$$

1.7 Máquinas herramienta virtuales

El proceso de fresado con herramienta de punta esférica es utilizado en la manufactura de gran variedad de componentes como partes de moldes, prótesis, implantes y alabes entre otros. Esta clase de componentes se caracterizan por su morfología compleja. El proceso de fresado con máquinas herramienta multiejes CNC (*Computer Numerical Control*) usando fresas de punta esférica es el proceso más utilizado para la obtención de superficies conformadas por combinaciones de superficies con curvatura cero, positiva y negativa [38]. En dichas condiciones de configuraciones de rasgos morfológicos complejos de diseño de la pieza, es mucho más complejo y sensible el proceso de planificación y verificación del proceso. El enfoque tradicional para definir la planeación del proceso de maquinado, fue formalizado en el método de ingeniería de proceso sugerido por Singh [39], que permite estructurar el conjunto y la lógica de las operaciones o fases del maquinado, de una manera orgánica y complementaria con la ingeniería de herramientas y de sistemas de fijación. Este es el plan básico de manufactura condensado en hojas estandarizadas y gamas tecnológicas de proceso.

Gracias a las nuevas capacidades computacionales, los sistemas actuales de maquinado asistido por computador CAM (*Computer Aided Machining*) ofrecen potencialidades para el modelado, simulación y verificación del proceso y del sistema constituido por la máquina, las herramientas, los dispositivos de sujeción y la materia prima [40–42]. Estas poderosas herramientas son de gran utilidad para complementar la metodología propuesta por Singh, proporcionando un escenario digital de simulación y verificación integrada, especialmente cuando se maquinan componentes complejos en máquinas CNC multiejes. La **Figura 1-12** muestra un centro de mecanizado virtual de cinco ejes de movimiento y la pieza a fabricar.

Figura 1-12: Centro de mecanizado virtual de cinco ejes de movimiento y pieza compleja a fabricar [38].



En las máquinas virtuales es posible realizar una simulación del proceso de maquinado más precisa, pues además de la tradicional simulación de los movimientos de la herramienta de corte, es posible detectar también la interacción (especialmente colisiones) con otros componentes del sistema como los dispositivos de sujeción y medición, con el material de trabajo, con el cuerpo de la herramienta, con el porta herramienta y con el husillo [43].

2. Materiales y Métodos

La **Tabla 2-1** muestra un listado con los recursos principales utilizados durante el desarrollo de la investigación. Como material de trabajo se utilizó la aleación de titanio Ti-6Al-4V y para efectos comparativos del proceso de fresado de acabado, la aleación de aluminio 7075. Las pruebas de maquinado se ejecutaron en un centro de mecanizado vertical de tres ejes, con un cuarto eje de rotación, controlados por un controlador Fanuc® 0MD. El software NX de Siemens® se utilizó para la simulación y verificación del montaje experimental en una máquina virtual, antes de ejecutarlo en la máquina real. El software MatLab® se empleó para el modelamiento cinemático del proceso de corte. Para el proceso de fresado de acabado se utilizó una herramienta de punta redonda montada en un cono hidráulico que garantiza rigidez y un mínimo descentramiento con respecto al eje de giro del husillo de la máquina. Para la caracterización de las superficies maquinadas se utilizó una máquina de medición por coordenadas, un microscopio confocal, un microscopio electrónico de barrido y un micro-durómetro.

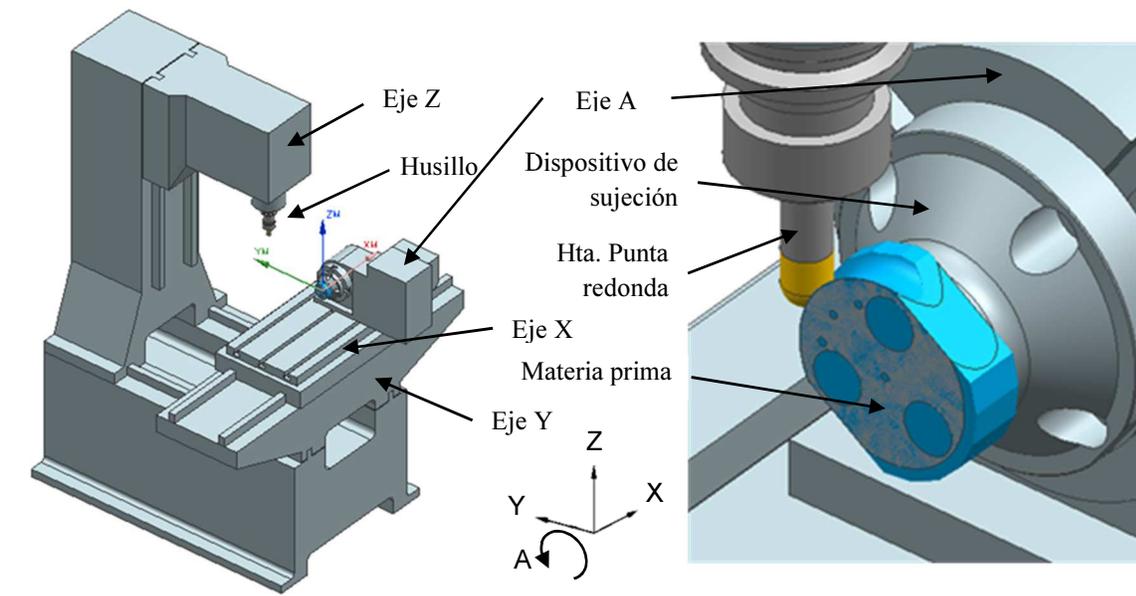
Tabla 2-1: Recursos principales utilizados en la tesis.

Recurso	Referencia	Función
Aleación de titanio	Ti-6Al-4V	
Aleación de aluminio	7075	
Centro de mecanizado	Leadwell V20	
Cuarto eje rotacional	Golden Sun CNC-151R	
Controlador	Fanuc 0MD	
Software CAD-CAE-CAM	Siemens NX - ISV	Simulación y verificación
Software	MatLab	Modelamiento cinemático
Fresa punta redonda	F3AW0800AWL35E160	Fresado de acabado
Cono hidráulico	BT40BHC08080M	Sujeción de herramienta
Preseteador de herramientas	Zoller Smile-400	Calibración herramientas
Máquina de medición 3D	TESA Micro-Hite 3D	Medición de superficie
Microscopio confocal	Carl Zeiss LSM700	Medición rugosidad 3D
Microscopio electrónico de barrido - SEM	FEI Quanta 200	Imágenes 3D
Micro-durómetro	Buehler Tukon 1202	Prueba de dureza Vickers

2.1 Máquina herramienta real y virtual

Se utilizó un centro de mecanizado vertical marca Leadwell®, referencia V-20, con 8000 rpm como velocidad máxima de giro del husillo y una potencia de 5.5 kW. Esta máquina tiene la rigidez, precisión y repetitividad de un centro de mecanizado vertical de propósito general, de acuerdo con el certificado del fabricante. La máquina está equipada con un cuarto eje rotacional marca Golden Sun®, referencia CNC-151R, con velocidad máxima de giro de 22 min^{-1} , máximo torque de 225 Nm y precisión de posicionamiento de 0.001° . Un controlador Fanuc®, referencia OMD, controla simultáneamente los cuatro ejes disponibles.

Figura 2-1: Máquina herramienta virtual, montaje de la materia prima y simulación de proceso de maquinado.



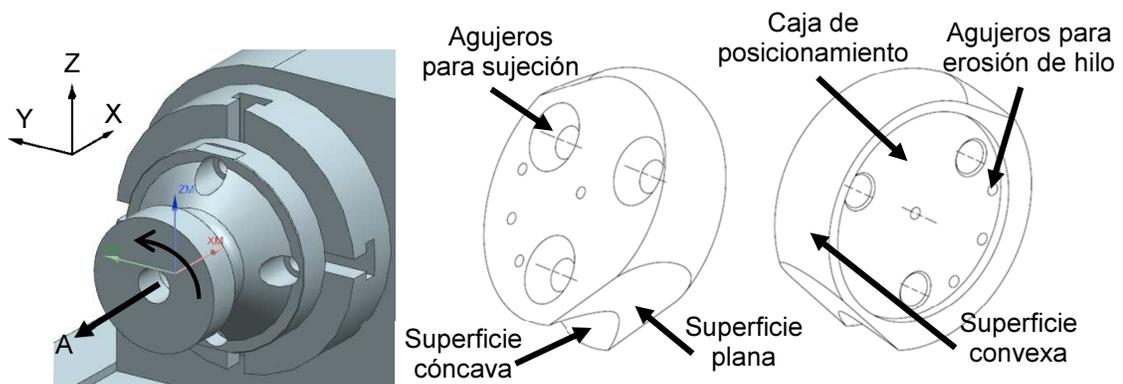
Se implementó una máquina herramienta virtual en el módulo ISV (Integrated Simulation and Verification) del software NX®, equivalente al centro de mecanizado vertical con cuarto eje utilizado, que permitió simular con gran realismo el proceso de maquinado, verificando errores de montaje, errores de secuencia de operaciones, tiempos de proceso en vacío y en corte y posibles colisiones. Además, la simulación digital permitió reducir tiempos muertos de manufactura, puesto que no se utiliza la máquina real para realizar pruebas en

vacío. Por medio de la implementación virtual del centro de mecanizado vertical se simularon y verificaron las trayectorias de la herramienta, tanto para el proceso de preparación de la materia prima, como para el mecanizado de las superficies de interés, como se ilustra en la **Figura 2-1**.

2.2 Diseño de la probeta patrón y dispositivo de sujeción

De acuerdo con la arquitectura serial de la máquina seleccionada, se facilita la producción de piezas originadas en material de trabajo de forma cilíndrica, alineando su eje axial con el eje de rotación del cuarto eje, como se ilustra a la izquierda de la **Figura 2-2**. Debido a la perpendicularidad del eje de la herramienta con respecto al eje de rotación de la materia prima, es posible generar superficies sobre toda la superficie cilíndrica del material de trabajo.

Figura 2-2: Montaje de la materia prima en el centro de mecanizado y prototipo digital de la probeta patrón e identificación de sus características funcionales. Fuente: Autor.



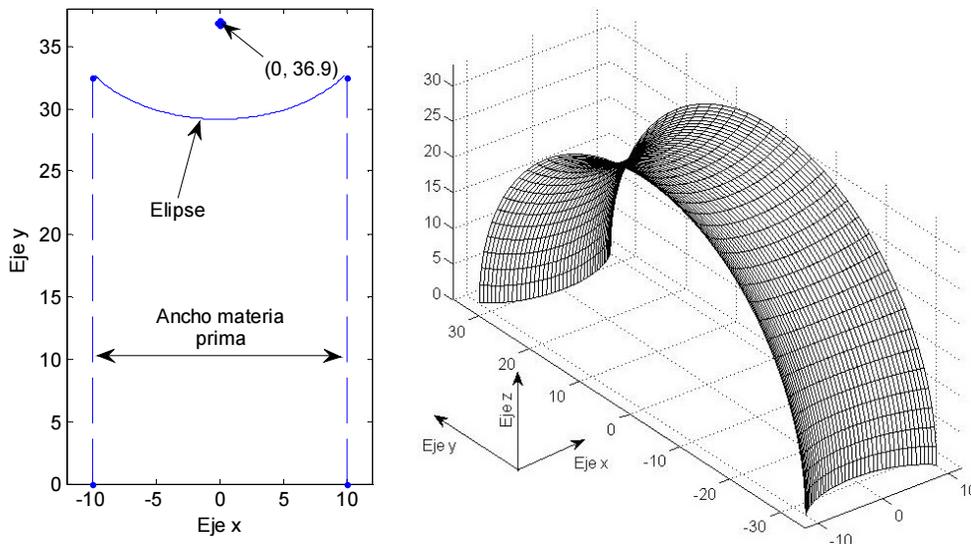
Además de la disposición de la materia prima dentro del volumen de trabajo de la máquina, la probeta patrón debe cumplir con características funcionales de forma, dimensión y material, que permitan contener superficies con curvaturas cero, positiva y negativa. Por otro lado debe garantizar el cierre del sistema de fuerzas en la sujeción de la materia prima y fácil montaje. Considerando los parámetros de diseño mencionados, se planteó la parte mostrada a la derecha de la **Figura 2-2**. Se seleccionó una materia prima de 70 mm de

diámetro y 20 mm de espesor. El material de trabajo utilizado fue la aleación de titanio Ti6Al4V-ELI (Grado 23) [44].

La probeta diseñada contiene superficies planas paralelas al eje de revolución del cilindro que representa la materia prima. Las superficies cóncava y convexa fueron generadas por medio de la revolución parcial de una sección elíptica, de semiejes 8.00×12.00 mm, alrededor del eje x . La Ecuación (2.1) representa la forma paramétrica de una elipse con centro en (h, k) en el plano $X - Y$, dónde a es el semieje mayor, b el semieje menor y α la anomalía excéntrica. La **Figura 2-3** muestra la sección elíptica y la superficie generada por la revolución alrededor del eje x . Para la superficie convexa se utilizó la misma estrategia de construcción.

$$x = h + a \cos \alpha ; y = k + b \sin \alpha ; \text{dónde } \alpha = \tan^{-1} \left(\frac{a(y - k)}{b(x - h)} \right) \quad (2.1)$$

Figura 2-3: Sección elíptica y superficie de revolución generada alrededor del eje x

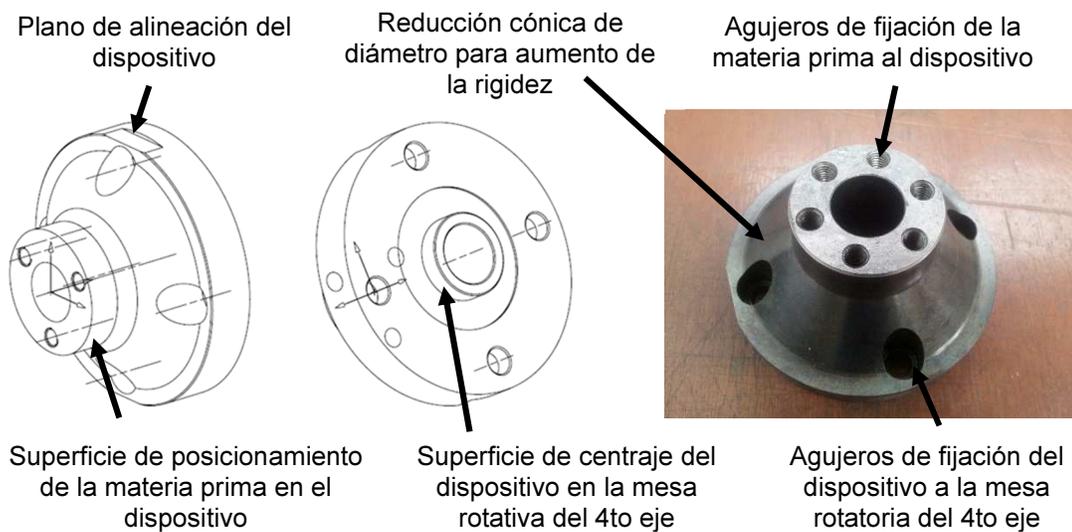


La mayoría de ensayos de procesos de fresado con herramienta de punta esférica, a la fecha, se realizan sobre superficies planas inclinadas o sobre superficies con un solo radio de curvatura, lo que posibilita el estudio del efecto de uno solo de los ángulos de maquinado, el *lead* o el *tilt*. La probeta propuesta en esta investigación permite el análisis

del efecto de los dos ángulos de manera simultánea gracias a su doble radio de curvatura, uno de ellos variable.

Para el montaje del material de trabajo se desarrolló un dispositivo de sujeción sujeto a las restricciones dimensionales del plato rotatorio del cuarto eje y de sus características de alineación y anclaje. Los requerimientos de diseño incluyeron que permitiera un montaje rápido, preciso y rígido de la materia prima, evitando interferencias con los elementos de fijación, con la herramienta, con el sistema portaherramienta y con el cuarto eje de la máquina. La **Figura 2-4** muestra el dispositivo desarrollado para el montaje y sujeción de la materia prima.

Figura 2-4: Dispositivo de montaje para la sujeción de la materia prima e identificación de sus características funcionales. Fuente: Autor.



2.3 Herramienta de corte y portaherramienta

Para el proceso de fresado de acabado se utilizó una fresa sólida de carburo de tungsteno; punta esférica de 8 milímetros de diámetro fabricada por Kennametal®, referencia F3AW0800AWL35E160; con un ángulo de hélice de 35°; 3 filos de corte y recubrimiento KCPM15. Las principales dimensiones geométricas de la herramienta se ilustran en la **Figura 2-5**.

La calidad KCPM15 consiste en un recubrimiento de nitruro de titanio aluminio (AlTiN) aplicado por medio de deposición física de vapor PVD sobre un material de sustrato de metal duro. El fabricante informa que el material de la herramienta ha sido optimizado química y físicamente para dar mayor resistencia al desgaste. Reduciendo las fallas por desgaste de cráter y por desgaste de flanco, incluso en el maquinado de materiales endurecidos hasta 52 HRC. La **Tabla 2-2** muestra los parámetros de proceso recomendados por el fabricante para maquinado de aleaciones de titanio. El proceso de maquinado fue realizado en seco.

Figura 2-5: Dimensiones principales de la fresa de punta esférica marca Kennametal. Fuente: Kennametal - Rotating solid end mills catalog 2013.

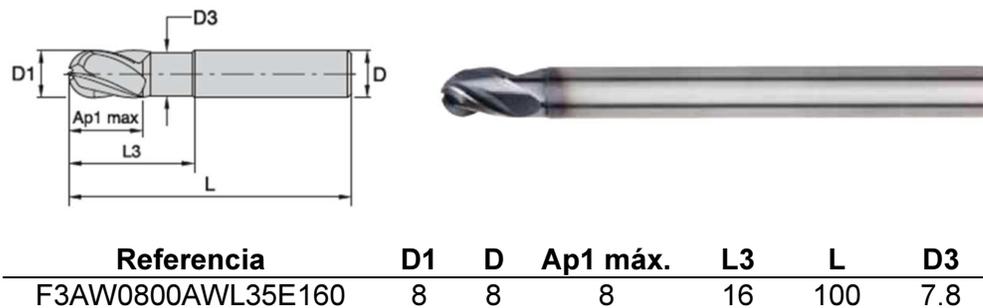


Tabla 2-2: Rangos de las variables de proceso recomendados por el fabricante de la herramienta. Fuente: Kennametal - Rotating solid end mills catalog 2013.

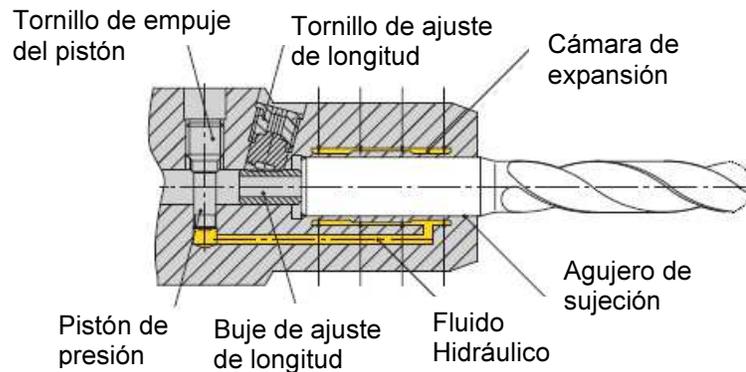
Material	ap (mm)	ae (mm)	Vc (m/min)	fz (mm/tooth)
Ti-6Al-4V	0.5 x D	0.5 x D	45-60	0.027 – 0.037

Para la sujeción de la fresa de punta esférica se utilizó un cono portaherramienta hidráulico marca Kennametal®, referencia BT40BHC08080M. La **Figura 2-6** ilustra su principio de funcionamiento. De acuerdo con el catálogo técnico del dispositivo, el sistema de sujeción ofrece una precisión de descentramiento del eje de la herramienta con respecto al eje del sistema de sujeción de 3 micras. El fabricante garantiza un pre-balanceo del conjunto completo, incluyendo la herramienta de corte, en un grado G6.3 a 15000 min⁻¹ según la

norma ISO1940-1, que para el caso particular correspondería a un desbalanceo máximo permisible de 10 g mm.

La fresa de punta esférica se montó con una longitud en voladizo de 20mm, equivalente a 2.5 veces el diámetro, calibrada por medio de un pie de rey digital. Por medio de un preseteador de herramientas marca Zoller®, referencia Smile-400, se observó un descentramiento (run-out) máximo de 0.011 mm del eje de la herramienta con respecto al eje de giro del husillo y un diámetro efectivo de 8.015 mm de la fresa de punta esférica.

Figura 2-6: Principio de funcionamiento de un cono de sujeción hidráulico. Fuente: Kennametal® Tooling Systems, Catalog 7030.



2.4 Montaje experimental

2.4.1 Alistamiento del centro de mecanizado Leadwell V-20

Se realizó la nivelación de la mesa de la máquina utilizando un nivel de precisión y ajustando los tornillos de los soportes de la máquina, siguiendo el procedimiento descrito en el manual de mantenimiento, en los ejes lineales de movimiento X y Y como se ilustra en la **Figura 2-7**.

La **Figura 2-8** ilustra el procedimiento de montaje del dispositivo de sujeción de la materia prima, verificando por medio de un comparador de carátula su concentricidad con respecto al cuarto eje de rotación ($0.02 \mu\text{m}$) y el paralelismo de la superficie de referencia con respecto al plano Y-Z del volumen de trabajo ($0.03 \mu\text{m}$).

Figura 2-7: Procedimiento de alineación de la mesa X-Y del centro de mecanizado vertical Leadwell V20 Fuente: Autor.



Figura 2-8: Montaje y alineación del dispositivo de sujeción de la materia prima



2.4.2 Alistamiento de la materia prima

Para la obtención de la parte mostrada en la **Figura 2-2** se cortaron discos de 22 mm de espesor, de una barra de dos y tres cuartos de pulgada ($2\frac{3}{4}$ inch - 69.85 mm) de diámetro, de la aleación de titanio Ti-6Al-4V-ELI (grado quirúrgico). Con el fin de realizar el alistamiento de la materia prima, después del proceso de corte, se sujetó la materia prima en una copa dispuesta sobre la mesa de trabajo del centro de maquinado vertical realizando una operación de planeado y los agujeros mostrados en la **Figura 2-9**.

En un segundo montaje, se realizó una operación de planeado, se ajustó la dimensión de 20 mm de espesor y se realizó la caja para posicionamiento de la materia prima en el dispositivo de sujeción (**Figura 2-4**). La **Figura 2-10** muestra la secuencia de operaciones tecnológicas realizadas en el alistamiento de la materia prima después del proceso de simulación en la máquina virtual.

Figura 2-9: Plano de alistamiento de la materia prima. Fuente: Autor.

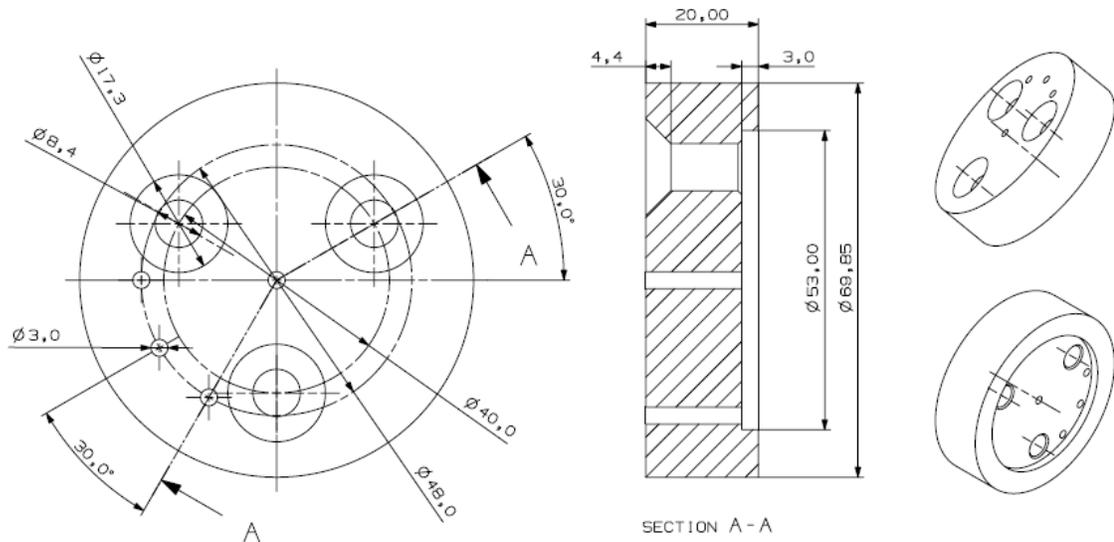


Figura 2-10: Secuencia de operaciones de manufactura para la preparación de la materia prima. Montaje de materia prima en cuarto eje. Fuente: Autor.



2.4.3 Selección del diámetro de la herramienta

Uno de los problemas principales en el maquinado de superficies complejas usando máquinas multiejes surge cuando se combinan en el proceso superficies cóncavas con superficies convexas [45]. En el caso del maquinado de la superficie de prueba (cóncava) se tiene esta condición, pues el tipo de herramienta más apropiado para generarla es una fresa punta redonda (convexa). Una condición para fabricar correctamente una superficie cóncava es que el radio de la herramienta de corte sea menor que el radio de curvatura ρ , equivalente a la inversa de la curvatura κ (Ecuación (2.2)), en todos los puntos de la superficie. En caso de utilizar una herramienta con un radio mayor que el radio de curvatura, se producirá una interferencia [46] como la mostrada en la **Figura 2-11**. De acuerdo con los datos de ρ presentados en la **Tabla 2-3**, puede apreciarse que se requiere una herramienta con radio menor a 8.09 mm para generar la superficie. Para el caso particular se observa que el proceso de desbaste puede realizarse con una herramienta de radio 8 mm en el rango de la elipse correspondiente al perfil de la superficie a fabricar (entre $X = -10$ mm y $X = 10$ mm). Para el proceso de acabado se utilizó una herramienta de punta esférica de 4 mm de radio.

$$\kappa = \frac{1}{\rho} = \frac{|y''x' - x''y'|}{(x'^2 + y'^2)^{3/2}} \quad (2.2)$$

Figura 2-11: Sección elíptica, radio de curvatura y radio de la herramienta

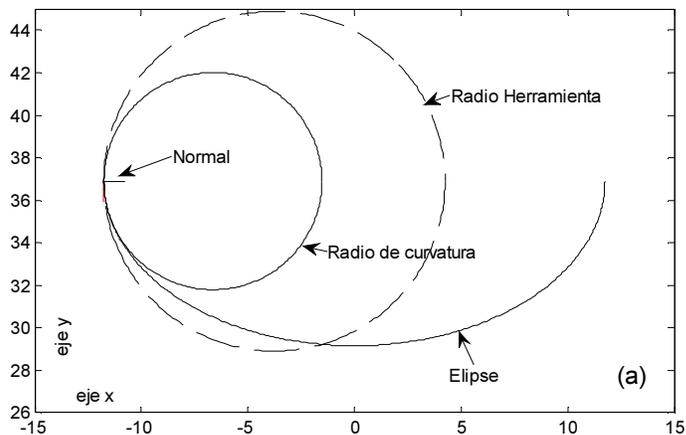


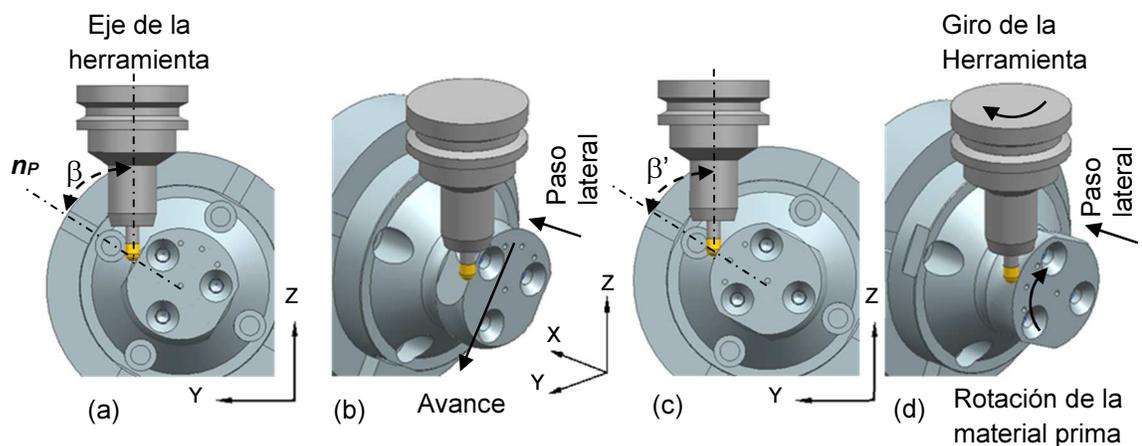
Tabla 2-3: Radio de curvatura ρ sobre el perfil de la superficie de prueba. Elipse con semiejes $a=11.75$ y $b=7.75$, con centro en $(0,36.9)$

X (mm)	Y (mm)	α (rad)	κ (mm^{-1})	ρ (mm)
-10.0	32.830	3.69438	0.12362	8.090
-9.5	32.339	3.77077	0.11207	8.923
-9.0	31.917	3.83985	0.10269	9.738
0.0	29.150	4.71238	0.05613	17.814

2.4.4 Estrategia de maquinado

Para todas las superficies se realizó el proceso de desbaste dejando 0.25 mm de sobrematerial. En el proceso de acabado de la superficie plana se consideraron ángulos de inclinación $\beta = -25^\circ$ y $\beta = -60^\circ$, en la dirección del avance, entre el vector normal a la superficie n_p y el eje de la herramienta, como se muestra en la **Figura 2-12a**. El movimiento de avance se realizó desplazando la herramienta de arriba hacia abajo, aplicando la estrategia *push-up milling*, de acuerdo con la nomenclatura propuesta por Bouzakis [25] (**Figura 2-12b**), con incrementos del paso lateral (profundidad de corte radial) en la dirección $X+$.

Figura 2-12: Esquema del montaje para el acabado de las superficies plana y cóncava



Considerando el sobrematerial de 0.25 mm, los ángulos de inclinación β fueron seleccionados garantizando que no se presentara el fenómeno de *plowing* (no hay formación de viruta sino deformación elástica y plástica del material) [47]. En el proceso de

acabado de las superficies cóncava y convexa se mantuvo constante el ángulo entre el eje de la herramienta y la proyección del vector normal a la superficie sobre el plano $Y - Z$ ($\beta' = -25^\circ$ y $\beta'' = -60^\circ$) (**Figura 2-12c**), el movimiento de avance se obtuvo por medio de la rotación del cuarto eje en la dirección mostrada en la **Figura 2-12d** y con incrementos de profundidad de corte lateral en la dirección $X+$.

2.4.5 Programa paramétrico de control numérico

Con base en la estrategia de maquinado seleccionada y con el objeto de controlar las variables del proceso de desbaste, garantizando el sobrematerial deseado, sin depender de un software CAM, se realizó un programa paramétrico en función del radio de la herramienta, el ángulo β y la ecuación de la elipse en el plano $X - Y$.

Por medio de la ecuación (2.3) [48], en un punto determinado sobre la curva elíptica, se hallan las coordenadas de un segundo punto, que junto con el punto analizado, determinan un segmento de recta que representa el vector unitario normal a la curva, sobre la que se posiciona el centro de la esfera que representa la herramienta (Anexo A). La estrategia general utilizada en el programa CNC paramétrico consistió en posicionar la herramienta secuencialmente (de acuerdo con la profundidad de corte axial definida de 0.5 mm) sobre el perfil elíptico a generar (**Figura 2-13a**) y mediante el giro de la pieza de trabajo, por medio del cuarto eje de la máquina, producir el movimiento de avance para el proceso de corte. La fresa punta redonda se posicionó con un ángulo de inclinación sobre la superficie $\beta = -25^\circ$ (**Figura 2-13b** y **Figura 2-13c**). El programa paramétrico, para el controlador Fanuc OMD, se muestra en la **Figura 2-14**; fue simulado, refinado y verificado utilizando la máquina virtual implementada, lo que se convierte en una novedad importante como instrumento para la planificación y análisis de procesos de maquinado de control numérico creados utilizando el paradigma de la programación paramétrica.

$$N = \left(\frac{-y'}{\sqrt{x'^2 + y'^2}}, \frac{x'}{\sqrt{x'^2 + y'^2}} \right) \quad (2.3)$$

Figura 2-13: (a) Elipse y herramienta en el plano X, Y. (b) Ángulo de inclinación $\theta = 45^\circ$. (c) Esquema del proceso de corte

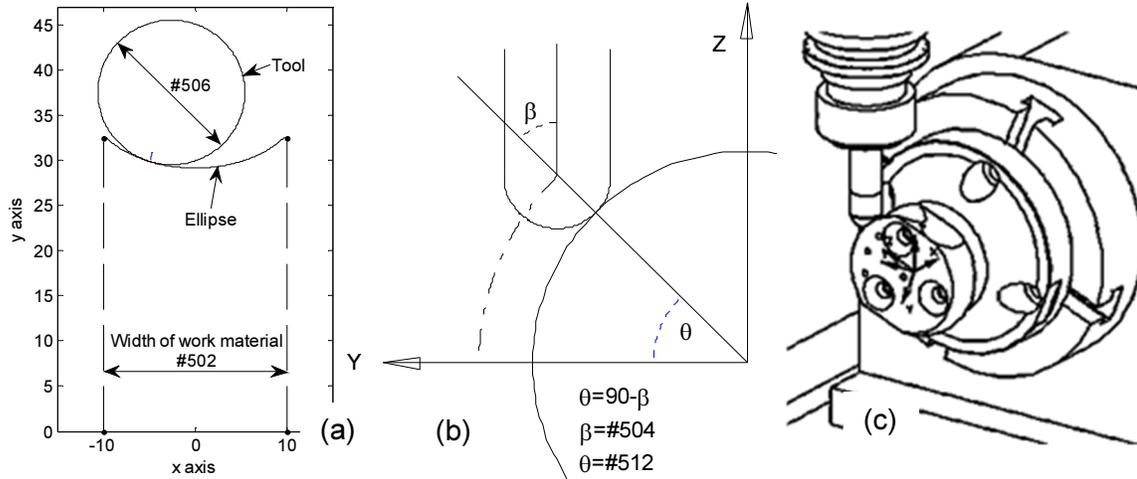


Figura 2-14: Programa CNC paramétrico para el proceso de desbaste y acabado de la superficie cóncava.

```

(Desbaste superficie cóncava)
(Definición de variables)
(#501=DIA MAT PRIMA MM)
#501=69.85
(#502=ANCHO MAT PRI)
#502=20
(#503= RADIO PTA HTA)
#503=8
(#504=ANGULO BETA GRADOS)
#504=45
(#505=PASO RADIAL)
#505=0.1
(#507=RPM HTA)
#507=2750.
(#508=AVANCE HTA MM/MIN)
#508=250.
(#509=POSICIÓN HTA)
#509=8.
#510=#501/2
#511=#502/2
#512=90-#504 (TETA)
#513=-80-#504
#514=#513+160
#100=#510+20

#110=-#511 (INICIO X)
(Configuración de la máquina)
G80G40G49G21G17
G91G28Z0
M41
G28X0Y0A0
G90G59
M6T#509
M3S#507
G00X0Y0A0
G43Z#100H#509
(Algoritmo tallado superficie
elíptica)
N10
(Coordenada y sobre la elipse)
#111=-2*SQRT[144-#110*#110
]/3+36.9
#112=3*#111-110.7
#113=2*#110
(Anomalía excéntrica de la elipse)
#114=ATAN[#112]/[#113]
#115=SIN[#114]*SIN[#114]
#116=SIN[#114/2]*SIN[#114/2]
#117=SQRT[5*#115+4]

(Normal unitaria)
#118=[4*#116-2]/#117
#119=-3*SIN[#114]/#117
(Centro hta en plano x y)
#120=#110+#118*#503
#121=#111+#119*#503
(Matriz de rotación)
#122=#121*COS[#512]
#123=#121*SIN[#512]-#503
X#120 Y#122
A#513
Z#123
G1A#514F#508
G0Z#100
#110=#110+#505
IF[#110GT#511]GOTO40
GOTO10
N40G91G28Z0M9
G28X0.Y0.M5
M41
G28A0
M40
G90
M30
    
```

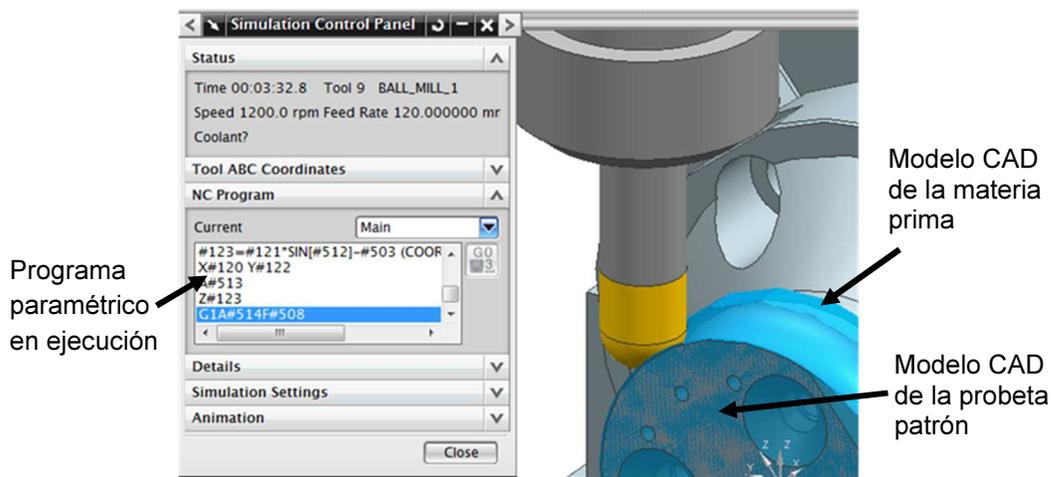
2.5 Prueba piloto

2.5.1 Simulación en máquina virtual

El programa paramétrico para el maquinado de las superficies curvas, se simuló y se verificó en la máquina virtual utilizando la función “*simulate machine code file*”, que permite cargar el código G desde un archivo de texto plano y posteriormente simular su ejecución utilizando el módulo ISV (*Integrated Simulation and Verification*) (**Figura 2-15**).

En la ejecución virtual del programa paramétrico no se detectaron conflictos de proceso ni colisiones. Una vez obtenida la superficie virtual, se utilizó la función “*analyze*” del módulo de simulación de NX, la cual permitió comparar la superficie obtenida en el proceso de desbaste virtual con la superficie del modelo CAD. Se verificó así que el sobrematerial dejado para el acabado en el proceso de desbaste, correspondía al valor previsto de 0.25 mm sobre toda la superficie maquinada (**Figura 2-16** izquierda)

Figura 2-15: Simulación del Programa CNC paramétrico en la máquina herramienta virtual

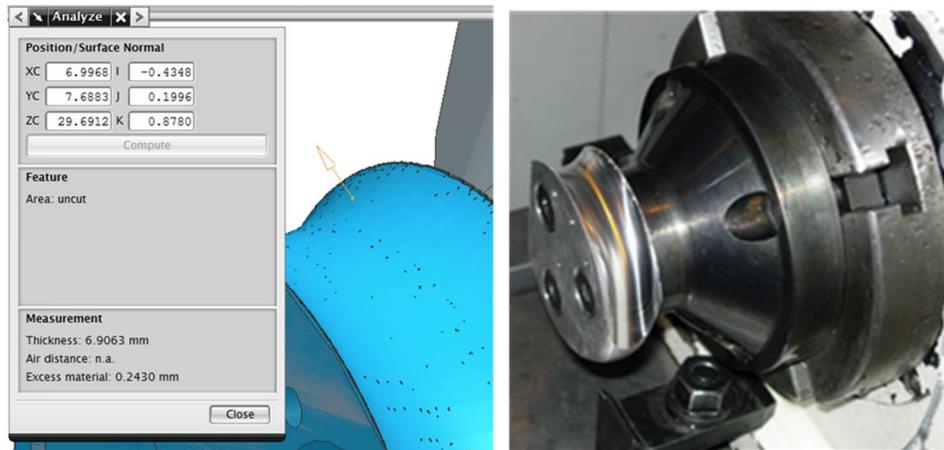


2.5.2 Superficie obtenida

Después de verificar el desempeño adecuado del proceso en el modelo virtual. Se procedió a fabricar la superficie en el centro de maquinado del laboratorio. El proceso de fabricación

transcurrió de forma coherente con lo visualizado en la simulación y la superficie de prueba se obtuvo exitosamente (**Figura 2-16** derecha).

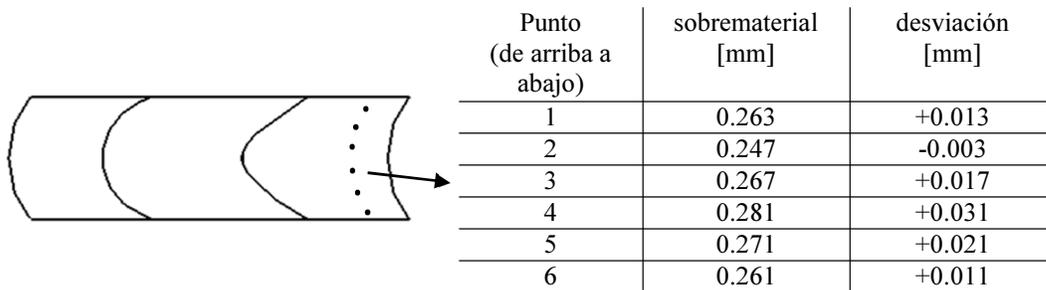
Figura 2-16: Izquierda, verificación de sobrematerial. Derecha, probeta patrón maquinada.



2.5.3 Evaluación de la rigidez del montaje experimental

La precisión y la rigidez de un montaje tecnológico para un proceso de maquinado, están relacionadas con el error total del sistema compuesto por la materia prima, la herramienta, los dispositivos de sujeción y la máquina. El error total implica el efecto acumulativo de varios errores aislados que en términos generales se puede clasificar como: errores geométricos de los componentes y estructura de la máquina, errores cinemáticos, errores inducidos por distorsiones térmicas, errores causados por las fuerzas de corte dinámicas, errores de inestabilidad de materiales, errores inducidos en el montaje, errores de instrumentación, errores inducidos por desgaste de la herramienta, errores del sistema de servocontrol de la máquina (errores de interpolación) [49]. Puesto que todas las máquinas son estructuras elásticas en algún nivel de observación, el efecto de estas fuerzas e influencias estáticas y dinámicas se verán reflejadas en la dimensión, la forma o las características de la superficie de la pieza fabricada [50].

Figura 2-17: Medición del sobrematerial dejado por el proceso de desbaste y desviaciones asociadas



La **Figura 2-17** muestra los resultados de la medición del sobrematerial dejado por el proceso de desbaste en la superficie cóncava. Se tomaron seis datos sobre la superficie de prueba con una máquina de medición por coordenadas (TESA Micro-Hite 3D) con resolución de una milésima de milímetro. La tercera columna de la tabla muestra las desviaciones del sobrematerial de la medida deseada por medio de la sustracción del valor nominal (0.25 mm) a cada uno de los puntos. La influencia de las cargas estáticas y dinámicas, sobre la rigidez y la precisión del montaje propuesto, se evidencia en las desviaciones mostradas. Con los datos obtenidos se estimó un valor de rigidez para el montaje propuesto de $7.2 \text{ N } \mu\text{m}^{-1}$ [51]. Por ser un montaje rígido, se verifica que los resultados de la simulación en la máquina herramienta virtual son válidos para la evaluación del proceso.

2.5.4 Probetas para caracterización

Para la caracterización de la superficie obtenida, después del proceso de maquinado de acabado con herramienta de punta esférica, se extraen por medio del proceso de electroerosión de hilo muestras de cada una de las superficies (**Figura 2-18**). Las probetas obtenidas posibilitan la evaluación de la condición de calidad de las superficies maquinadas utilizando las técnicas: de microscopía confocal, para la evaluación de la rugosidad superficial; de microscopía electrónica de barrido, para observación de la morfología de la superficie; y de análisis de microdureza, para el estudio del comportamiento de la microdureza en la subsuperficie del material.

Figura 2-18: Probetas de las superficies plana, cóncava y convexa extraídas de la pieza maquinada



3. Resultados y discusión

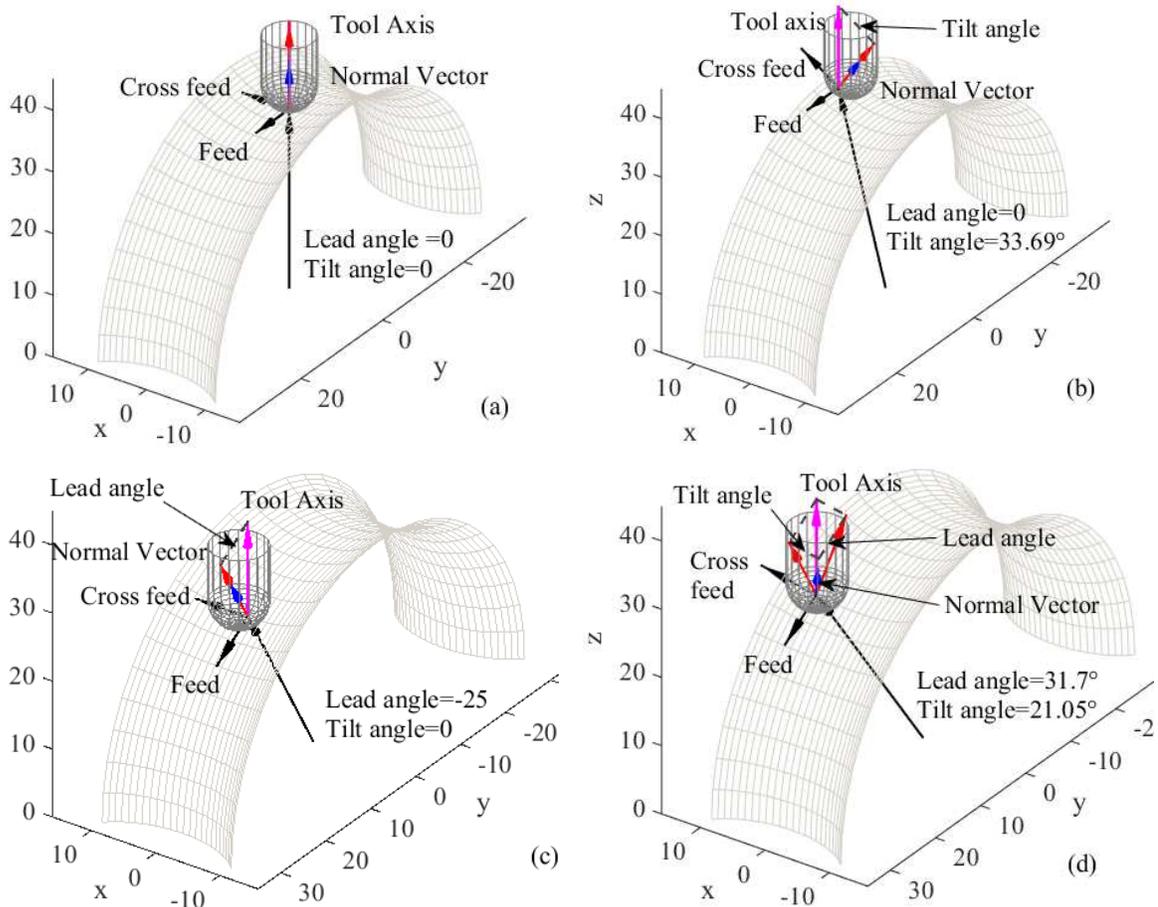
3.1 Cinemática del proceso de corte

Durante el proceso de acabado de la superficie plana, la dirección del vector de velocidad efectiva de corte y la morfología de la viruta son iguales para cada posición del paso lateral (profundidad de corte radial). Por el contrario, en el proceso de acabado de las superficies cóncava y convexa, estas dos variables cambian en función del radio de curvatura de la superficie maquinada y en función del ángulo *tilt* (φ) que varía para cada posición del paso lateral. La ecuación (3.1) ilustra la formulación paramétrica de los toroides elípticos de revolución r_p en función de los parámetros (U_p, V_p) , donde a y b son los semiejes de la elipse y (h, k) el centro geométrico de la elipse en el plano $X - Y$. Las direcciones de los vectores principales u_p y v_p , coinciden con los movimientos de paso lateral (*Cross feed*) y avance (*Feed*) del proceso de maquinado respectivamente, a su vez, el producto cruz de estos dos vectores define el vector normal n_p a la superficie (ecuación (3.2)), sobre el que se encuentra el centro de la herramienta de punta esférica. Definiendo un sistema de referencia con estos tres vectores, se puede determinar el ángulo de inclinación del eje de la herramienta, con respecto al vector normal a la superficie, como se ilustra en la **Figura 3-1**

El ángulo *lead* (β) es positivo si el eje de la herramienta se inclina en la dirección del avance y el ángulo *tilt* (φ) es positivo si el eje de la herramienta se inclina en la dirección del paso lateral. La **Figura 3-1a** muestra la herramienta en una posición en la cual coinciden las direcciones del vector del eje de la herramienta y el vector normal a la superficie, para este caso los ángulos de inclinación *lead* (β) y *tilt* (φ) son cero. Debido a la arquitectura de la máquina utilizada y a la curvatura de la superficie, si se desplaza la herramienta en la dirección del paso lateral se induce un ángulo *tilt* (φ) entre el eje de la herramienta y la normal a la superficie, como se ilustra en la **Figura 3-1b**. Si se desplaza la herramienta en

la dirección del avance se genera un ángulo *lead* (β) comprendido entre el eje de la herramienta y el vector normal a la superficie (**Figura 3-1c**). La **Figura 3-1d** muestra la herramienta en una posición sobre la superficie dónde hay variación de los ángulos *lead* (β) y *tilt* (φ). Para determinar el ángulo *lead* (β) se proyecta el eje de la herramienta sobre el plano formado por el vector de avance y el vector normal a la superficie; para determinar el ángulo *tilt* (φ) se proyecta el eje de la herramienta sobre el plano formado por el vector del paso lateral y el vector normal a la superficie.

Figura 3-1: Variación de los ángulos *lead* (β) y *tilt* (φ) dependiendo de la orientación del eje de la herramienta con respecto al vector normal a la superficie



$$\mathbf{r}_P = \mathbf{r}_P(U_P, V_P) = \begin{bmatrix} X_P(U_P, V_P) \\ Y_P(U_P, V_P) \\ Z_P(U_P, V_P) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} h + a \cos U_P \\ (k + b \sin U_P) \cos V_P \\ (k + b \sin U_P) \sin V_P \end{bmatrix} \quad (3.1)$$

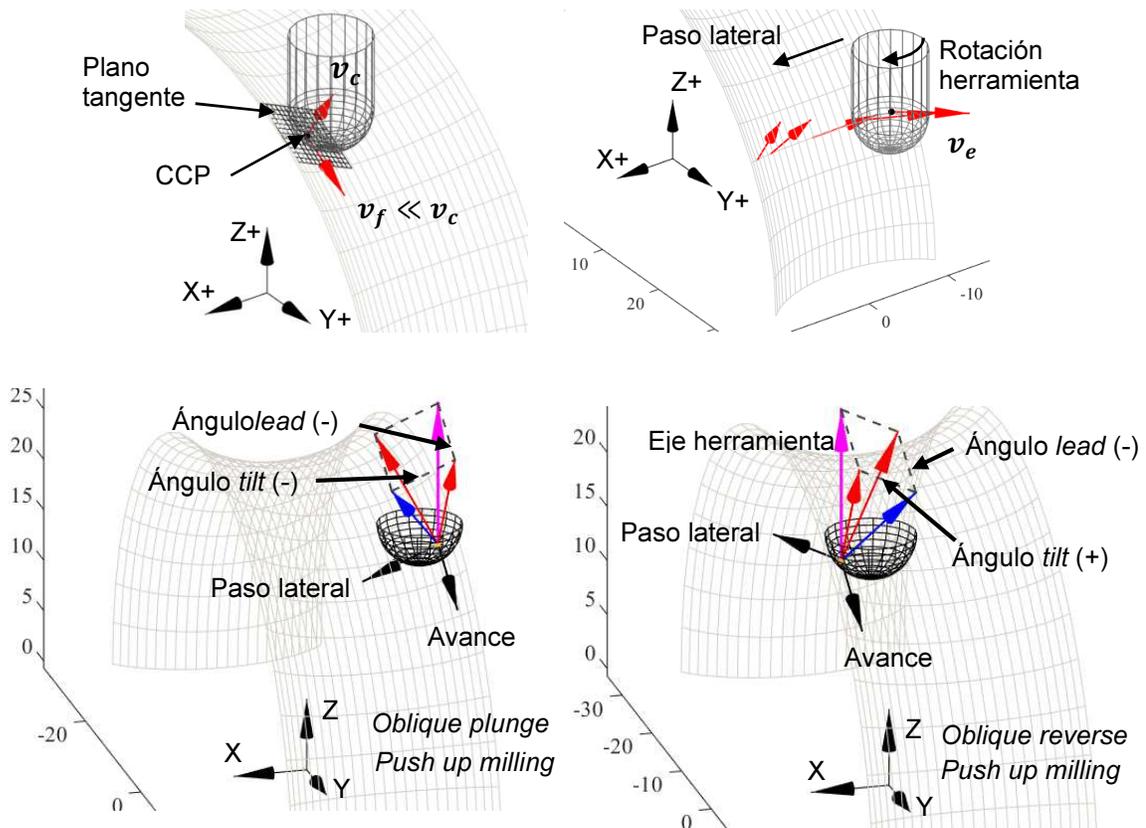
$$\mathbf{U}_P = \frac{\partial \mathbf{r}_P}{\partial U_P} ; \quad \mathbf{V}_P = \frac{\partial \mathbf{r}_P}{\partial V_P} ; \quad \mathbf{u}_P = \frac{\mathbf{U}_P}{|\mathbf{U}_P|} ; \quad \mathbf{v}_P = \frac{\mathbf{V}_P}{|\mathbf{V}_P|} ; \quad \mathbf{n}_P = \mathbf{u}_P \times \mathbf{v}_P \quad (3.2)$$

El cambio de la posición relativa entre el eje de la herramienta y el vector normal a la superficie, induce un cambio en la magnitud y dirección del vector de velocidad efectiva de corte \mathbf{v}_e , el cual define la dirección de formación de la viruta [45]. El vector \mathbf{v}_e se encuentra sobre el plano tangente T_P a la superficie, representado por la ecuación (3.3) [48], en el punto de contacto CCP entre la superficie maquinada y la superficie de la herramienta de corte como se ilustra en la **Figura 3-2**.

$$T_P \Rightarrow \begin{bmatrix} (\mathbf{r}_{tp} - \mathbf{r}_p^{(CCP)}) \\ \mathbf{u}_P \\ \mathbf{v}_P \end{bmatrix} = 0 \quad (3.3)$$

Los vectores de velocidad de corte \mathbf{v}_c y de velocidad de avance \mathbf{v}_f se encuentran también sobre el plano tangente y son determinados según la ecuación (3.4); dónde ω_{tool} y ω_{wp} corresponden a la velocidad angular de rotación de la herramienta y a la velocidad angular de rotación de la materia prima respectivamente; \mathbf{r}_{tool} al vector que representa el radio de la herramienta y \mathbf{r}_p al vector que representa la distancia del centro de giro de la materia prima al punto de contacto de corte CCP. La velocidad efectiva de corte \mathbf{v}_e del movimiento del filo de la herramienta con respecto a la superficie de corte es determinada por la suma vectorial de la velocidad de corte \mathbf{v}_c y la velocidad de avance \mathbf{v}_f . Debido a que para el caso particular $\mathbf{v}_c \gg \mathbf{v}_f$ se considera que $\mathbf{v}_e \cong \mathbf{v}_c$. En la parte superior derecha de la **Figura 3-2** se observa que la velocidad de corte \mathbf{v}_c varía de dirección a medida que la herramienta realiza su movimiento de paso radial en dirección del eje X+ sobre la superficie cóncava.

$$\mathbf{v}_c = \omega_{tool} \times \mathbf{r}_{tool} ; \quad \mathbf{v}_f = \omega_{wp} \times \mathbf{r}_p ; \quad \mathbf{v}_e = \mathbf{v}_c + \mathbf{v}_f \quad (3.4)$$

Figura 3-2: Análisis cinemático del proceso de maquinado de la superficie cóncava

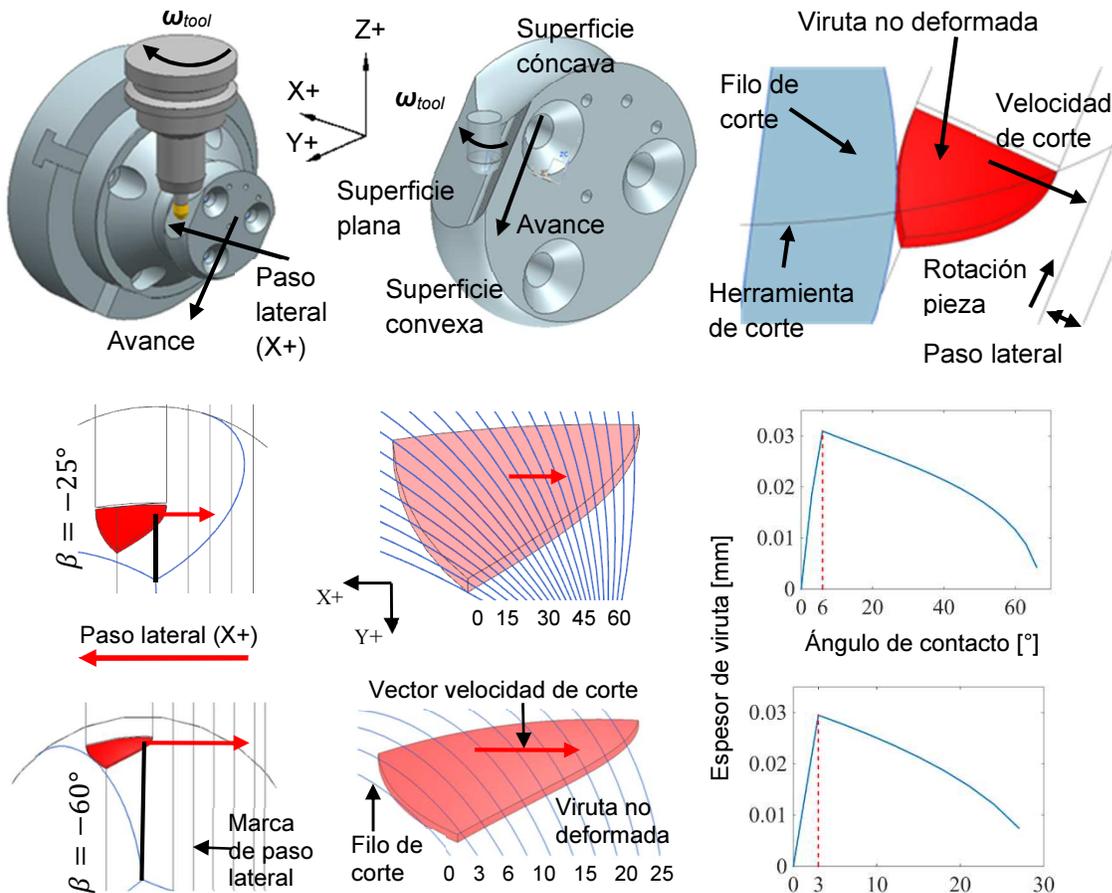
De acuerdo con la designación de proceso propuesta por Bouzakis [25], en el montaje experimental con $\beta' = -25^\circ$, se presenta la configuración “*push-up milling*” con variación del ángulo *lead* (β) en la dirección del avance entre $\beta = -25^\circ$ y $\beta = -30^\circ$ y una variación del ángulo *tilt* (φ) entre $\varphi = -37^\circ$ y $\varphi = 37^\circ$ produciéndose una transición entre maquinado tipo *oblique-plunge* a maquinado *oblique-reverse* a medida que se avanza en la dirección del paso lateral, como se muestra en la **Figura 3-2**. Para el montaje experimental a $\beta' = -60^\circ$ el ángulo β varía entre $\beta = -60^\circ$ y $\beta = -65^\circ$, el ángulo φ presenta una variación entre $\varphi = -37^\circ$ y $\varphi = 37^\circ$.

3.2 Modelamiento del espesor de la viruta

En la **Figura 3-3** se muestra el montaje experimental, para el maquinado de acabado de la superficie plana y el esquema cinemático asociado a la geometría discreta 3D de la viruta no deformada. Además, se muestra el comportamiento de la variación del espesor

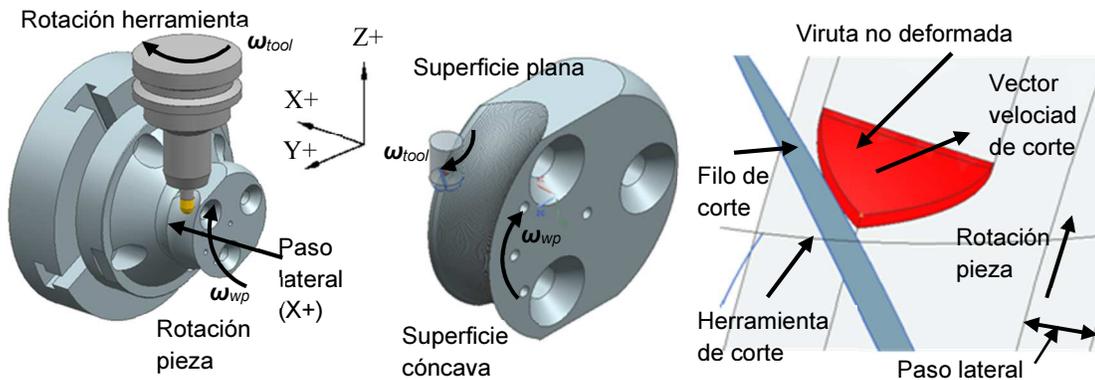
de viruta no deformada durante el proceso de formación de la viruta, para las superficies inclinadas a $\beta = -25^\circ$ y $\beta = -60^\circ$. Se observa en ambos casos que el proceso de formación de viruta ocurre del mayor al menor espesor de viruta (corte principalmente concordante). La velocidad efectiva de corte es menor para $\beta = -25^\circ$ (29.2 m/min) que para $\beta = -60^\circ$ (59.8 m/min). El ángulo de contacto es cercano a 60° para $\beta = -25^\circ$, aproximadamente el doble que para $\beta = -60^\circ$. No se presentó material adherido en las superficies planas, en ninguna de las aleaciones trabajadas, como se observa en la **Figura 3-6**.

Figura 3-3: Montaje y modelo discreto de la viruta no deformada en el maquinado de la superficie plana. Variación del espesor de la viruta no deformada $\beta = -25^\circ$ y $\beta = -60^\circ$.



La **Figura 3-4** muestra el modelo de la geometría discreta 3D de la viruta no deformada en la zona 3 de la superficie cóncava ($\beta' = -60^\circ$), se observa una geometría de viruta similar a la observada en la superficie plana, pero un cambio en la dirección del vector de velocidad de corte (**Figura 3-3**). La **Figura 3-5** muestra el modelo discreto de a viruta no deformada de las superficies cóncava y convexa para ángulos de inclinación $\beta' = -25^\circ$ y $\beta' = -60^\circ$. También muestra el ángulo de posición del filo de la herramienta y la evolución geométrica del espesor de la viruta no deformada.

Figura 3-4: Modelo discreto de la viruta no deformada en el maquinado de la superficie cóncava (Zona 3)

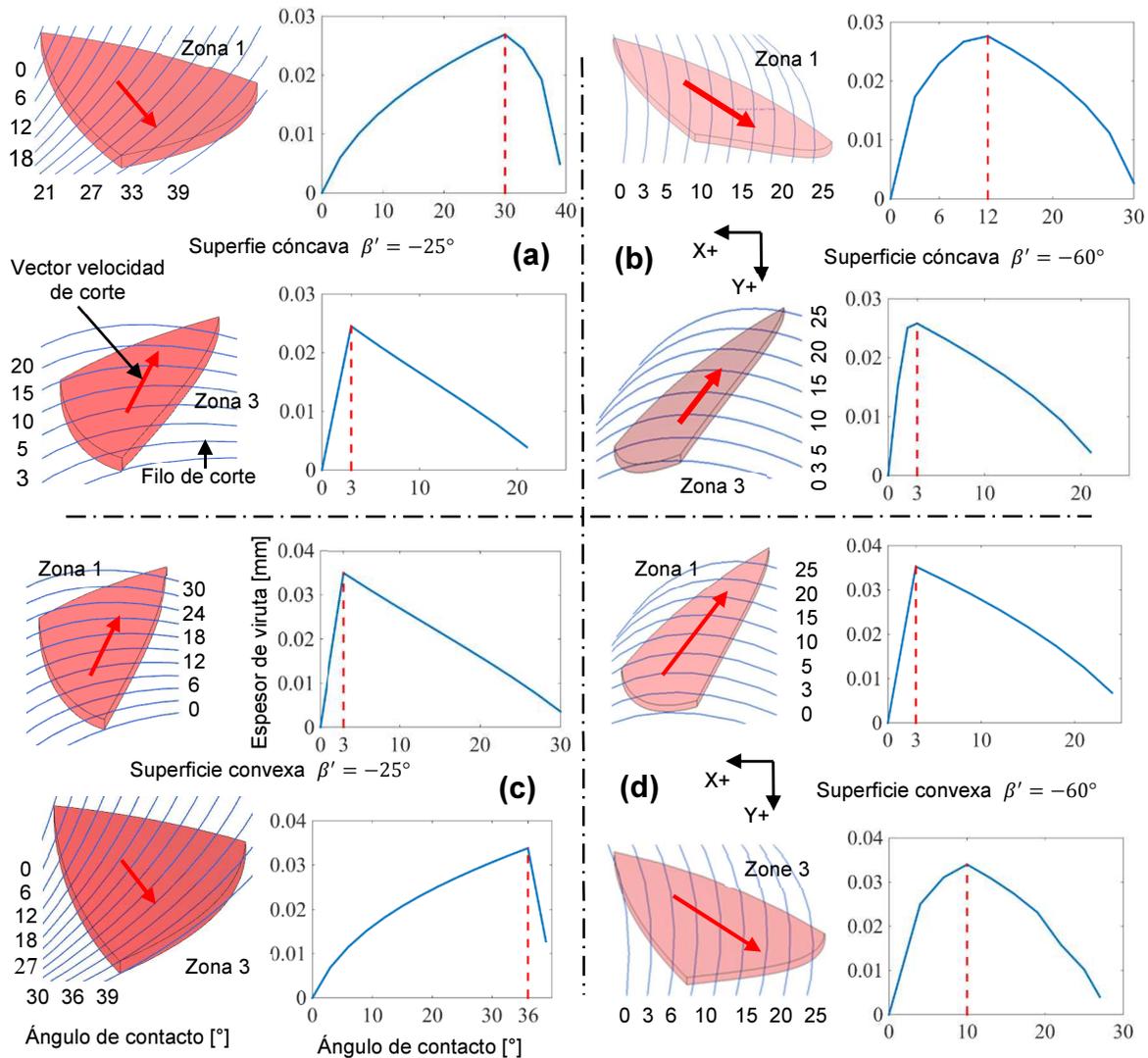


La **Figura 3-5a** muestra la vista superior de la viruta no deformada en el proceso de acabado de la superficie cóncava maquinada con un ángulo $\beta' = -25^\circ$. En la zona 1 (ángulo *tilt* (φ) negativo) se observa que el máximo espesor de viruta se presenta casi terminando el contacto, es decir que el corte es altamente discordante, caracterizado por la elevada fricción y dificultad de inicio de formación de la viruta. En esta zona se observa material adherido (smeared/adhred material) sobre la superficie de la aleación de titanio. En la zona 3 (ángulo *tilt* (φ) positivo), en donde no se encontró viruta adherida a la superficie maquinada, se alcanza el mayor espesor de viruta casi al inicio del contacto, es decir que el corte es principalmente concordante.

La **Figura 3-5b** muestra la vista superior de la viruta no deformada de la superficie cóncava maquinada con un ángulo $\beta' = -60^\circ$ (mayor velocidad efectiva de corte). En la zona 1 (ángulo *tilt* (φ) negativo) se aprecia que el corte es menos discordante al presentado para

la zona 1 de la superficie maquinada con $\beta' = -25^\circ$; se observó una cantidad menor de virutas adheridas sobre la superficie de la aleación de titanio. En la zona 3 se presenta corte principalmente concordante; no se encontraron virutas adheridas sobre la superficie maquinada en ninguna de las aleaciones utilizadas.

Figura 3-5: Variación del espesor de la viruta no deformada en las superficies cóncava y convexa.



La **Figura 3-5c** muestra la vista superior de la viruta no deformada de la superficie convexa maquinada con un ángulo $\beta' = -25^\circ$. En la zona 1 (ángulo *tilt* (φ) positivo) no se observaron virutas adheridas sobre la superficie (**Figura 3-6**), se evidencia un corte

principalmente concordante. La zona 3 (ángulo *tilt* (φ) negativo) presentó un corte altamente discordante que explica la elevada cantidad de fragmentos de viruta adheridos a la superficie maquinada y el elevado valor de rugosidad observado en la **Figura 3-6**.

La **Figura 3-5d** muestra la vista superior del proceso de formación de viruta en la superficie convexa maquinada con un ángulo $\beta' = -60^\circ$ (mayor velocidad de corte). En la zona 1 (ángulo *tilt* (φ) positivo) no se observaron virutas adheridas sobre la superficie. Se observan virutas adheridas a la superficie de la zona 3 (ángulo *tilt* (φ) negativo), pero en menor intensidad que en el maquinado realizado con un ángulo de $\beta' = -25^\circ$.

Se resalta que la anterior propuesta de modelar el comportamiento cinemático del proceso de maquinado, junto con el modelado del proceso de formación de la viruta y su variación del espesor durante el contacto con el filo de corte, es una aproximación novedosa para abordar el estudio del complejo proceso de fresado de superficies de forma libre con herramientas de punta esférica.

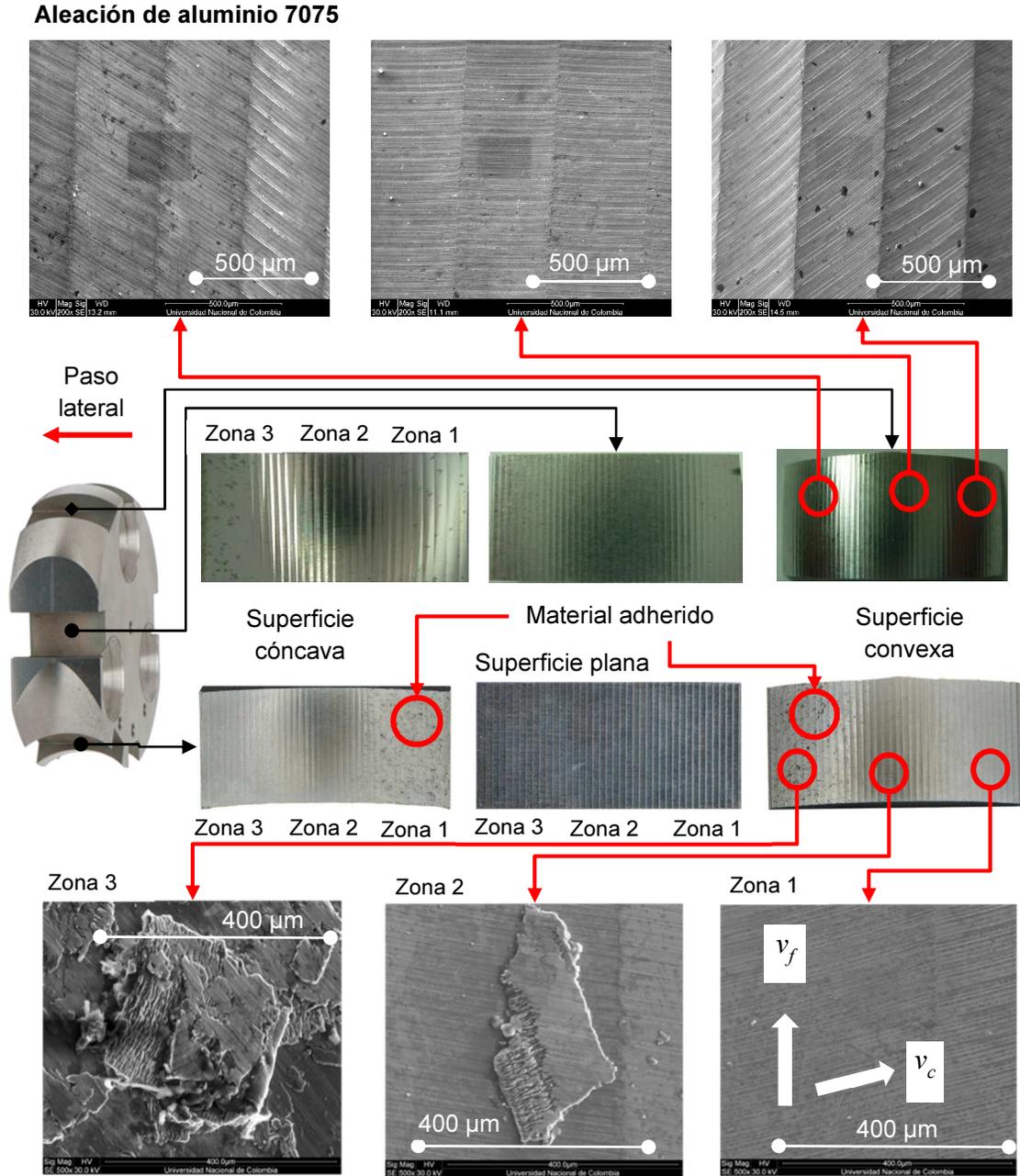
3.3 Resultados experimentales

3.3.1 Rugosidad de las superficies maquinadas

Las imágenes mostradas en el centro de la **Figura 3-6** corresponden a las superficies de la pieza maquinada con un ángulo *lead* en la dirección del avance $\beta' = -25^\circ$. En la aleación de aluminio 7075 se observa una rugosidad homogénea en las superficies plana, cóncava y convexa, con unas manchas sobre la superficie, generadas en el proceso de electroerosión de hilo durante el corte de las probetas. En la aleación de titanio Ti-6Al-4V se observa que la rugosidad de la superficie plana es homogénea, mientras que las superficies cóncava y convexa muestran una rugosidad no homogénea, presentando una variación en la rugosidad desde un estado similar al observado en la superficie plana, hasta un estado con mala calidad superficial, caracterizado por material adherido a la superficie (*smearred/adhered material*), como el reportado por Hood et al. [19]. Dicho defecto se presentó intensamente al inicio del proceso de acabado en la superficie cóncava (Zona 1), mientras que en la superficie convexa se presentó en las últimas pasadas del proceso de acabado (Zona 3). Tanto en la zona 1 de la superficie cóncava, como en la zona 3 de la

superficie convexa, la viruta se forma del menor al mayor espesor, de acuerdo a lo mostrado en el modelamiento de la variación del espesor de la viruta en su proceso de formación (Figura 3-5).

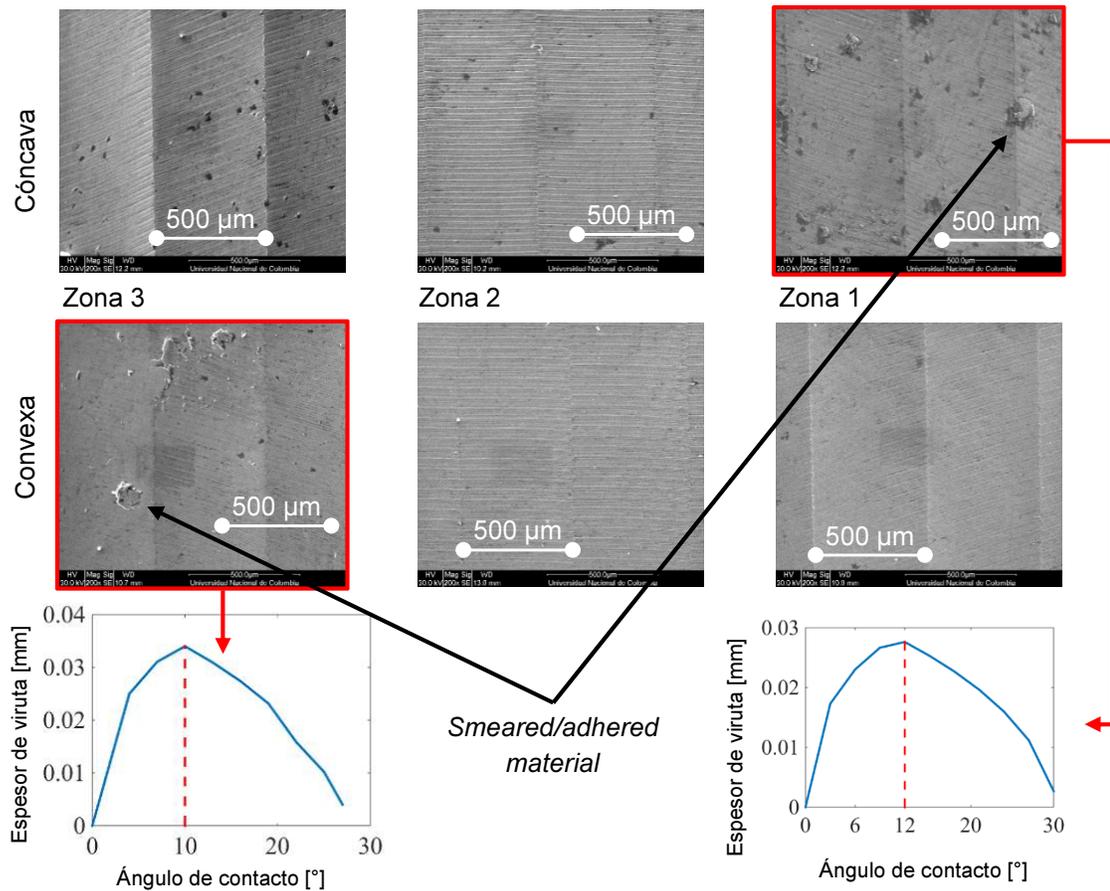
Figura 3-6: Imágenes ópticas y SEM de las tres zonas de la superficie convexa de la aleación de titanio Ti-6Al-4V y de la aleación de aluminio 7075.



Aleación de titanio Ti-6Al-4V

Las imágenes de microscopía electrónica de barrido de la superficie convexa, de la aleación de titanio Ti-6Al-4V (**Figura 3-6**), muestran; en la zona 1, marcas normales de la dirección del desprendimiento de la viruta; en la zona 2, una viruta parcialmente formada adherida a la superficie del material; en la zona 3, muchas virutas parcialmente formadas y adheridas a la superficie. También se observan algunas micro virutas o pequeños fragmentos de material sobre la superficie, pero no se observaron otros defectos reportados por Ginting et al. [52] como superficie rasgada (*tearing surface*), virutas fundidas (*molten chip*) depositadas en la superficie o micro-grietas (*micro-cracks*).

Figura 3-7: SEM de las superficies cóncava y convexa (200x). Ángulo *lead* $\beta = -60$. Comportamiento del espesor de la viruta tomado de la **Figura 3-5**.

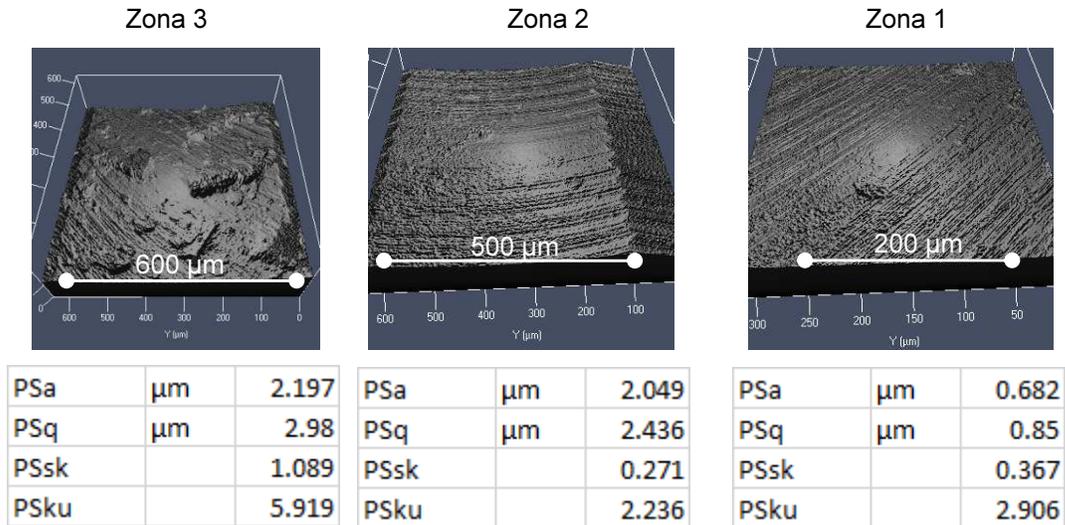


En las superficies maquinadas con un ángulo *lead* $\beta' = -60^\circ$ también se presentó material adherido (*smeared/adhered material*) sobre las superficies cóncava y convexa de la

aleación de titanio, pero con una menor intensidad. Lo anterior se atribuye al aumento de la velocidad de corte y a la variación del comportamiento del espesor de la viruta durante su proceso de formación, en el cuál el máximo espesor de viruta se alcanza en una posición intermedia (**Figura 3-7**), y no al final del contacto, cuando el defecto es más pronunciado. En el anexo B se muestran los resultados de microscopía electrónica de barrido de las superficies cóncava y convexa maquinadas con ángulos *lead* $\beta = -25$ y $\beta = -60$ con aumentos de 200x y 500x.

Para la evaluación de la rugosidad superficial se utilizó un microscopio confocal marca Carl Zeiss referencia LSM700. La **Figura 3-8** muestra las imágenes obtenidas en las tres zonas principales de la superficie convexa de la probeta de aleación de titanio Ti-6Al-4V. Los parámetros de rugosidad de área mostrados en la figura, corresponden a los reportados por el equipo bajo la norma ISO25178.

Figura 3-8: Imágenes de microscopía confocal de las tres zonas de la superficie convexa de la aleación de titanio Ti-6Al-4V y valores de rugosidad superficial.



En la **Figura 3-9** se grafican los valores de rugosidad mostrados en la **Figura 3-8**. Se observa que los parámetros de amplitud S_a y S_q son aproximadamente 3 veces mayores en las zonas 2 y 3 con respecto a la zona 1, pero el parámetro de distribución topográfica de alturas con respecto al plano medio (S_{sk}), muestra un comportamiento homogéneo de la rugosidad en las zonas 1 y 2 (esto se deduce porque $S_{sk} \approx 0$) y muestra la presencia de

picos o discontinuidades en la zona 3 ($S_{sk} > 0$). El valor de la curtosis ($S_{ku} \cong 3$) de las zonas 1 y 2 corrobora su homogeneidad, mientras que el valor en la zona 3 ($S_{ku} > 3$) ratifica el elevado número de irregularidades en esta zona.

Los cambios en el valor de la rugosidad sobre una superficie, se deben al cambio de la morfología de la viruta y a las fuerzas de corte, que se modifican en función de la cinemática del proceso de formación de la viruta y de la posición relativa entre la herramienta de corte y la superficie maquinada. Quinsat et al. [53] muestran la variación de la rugosidad en el maquinado de una superficie compleja en un centro de mecanizado vertical de tres ejes. En el anexo C se muestran los resultados de microscopía confocal de las superficies cóncavas y convexas de la aleación de titanio Ti-6Al-4V maquinadas con ángulos *lead* (β) de 25° y 60° con un paso lateral de 0.5mm.

Figura 3-9: Parámetros de rugosidad en las Zonas 1, 2 y 3 de la superficie convexa ($\beta = -25^\circ$)

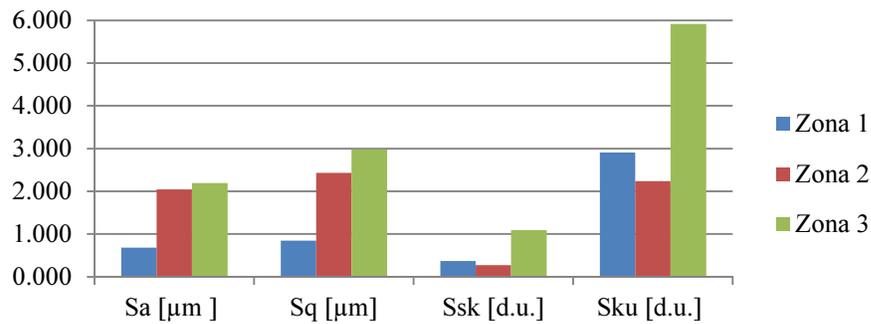
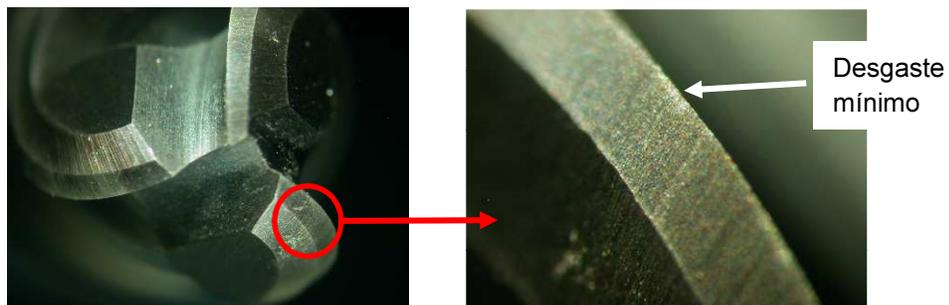


Figura 3-10: Microscopía óptica de la herramienta de punta redonda utilizada (1X) y detalle del filo de corte (4X) después de un ensayo de maquinado)



Para las pruebas experimentales se cambió la herramienta para cada pieza maquinada. La **Figura 3-10** muestra el filo de corte de una herramienta después del trabajo realizado, donde se evidencia que no hay un desgaste apreciable en el filo de corte, por lo cual el defecto no se atribuye al desgaste de la herramienta. Además, lo anterior puede corroborarse por el hecho de que en el proceso de acabado de la superficie cóncava, en la zona 1, se presentó el defecto al inicio del proceso y al final de la superficie el acabado superficial fue mejor.

3.3.2 Análisis metalográficos

Se realizó el montaje en baquelita de las probetas maquinadas con un ángulo $\beta = -25^\circ$ como se ilustra en la **Figura 3-11**, enfrentando las superficies de interés con el objeto de disminuir el efecto de redondeamiento en los bordes de las probetas. La superficie fue atacada con el reactivo Kroll (92 ml H_2O , 6 ml HF y 2 ml HNO_3), durante 30 segundos, de acuerdo con la recomendación de la norma ASTM-E407. En la microestructura mostrada en la **Figura 3-11**, se observan las fases alfa (color claro) y beta (color oscuro) distribuidas equiaxialmente, como es típico de la aleación de titanio Ti-6Al-4V ELI, en concordancia por lo reportado por Potomani et al. [54] y por Tabachnikova et al. [55].

Figura 3-11: Disposición de las probetas para el proceso de pulido y ataque químico. Microestructura de la aleación de titanio Ti-6Al-4V ELI en el centro de la materia prima (2000X).

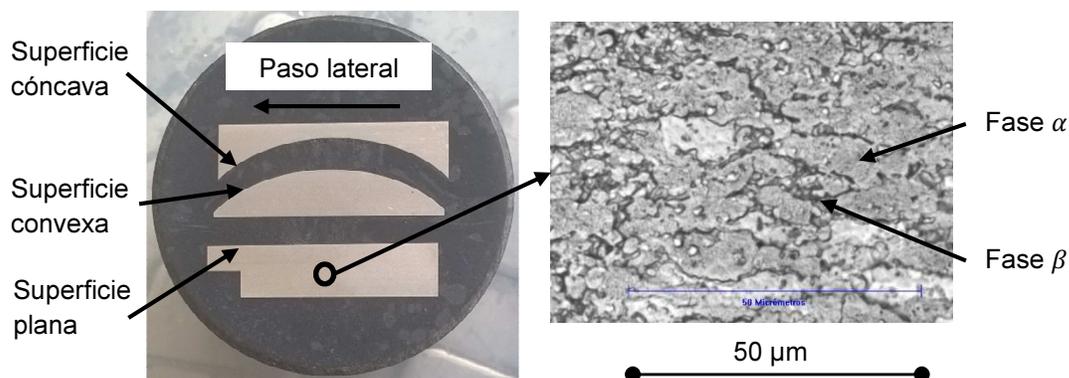
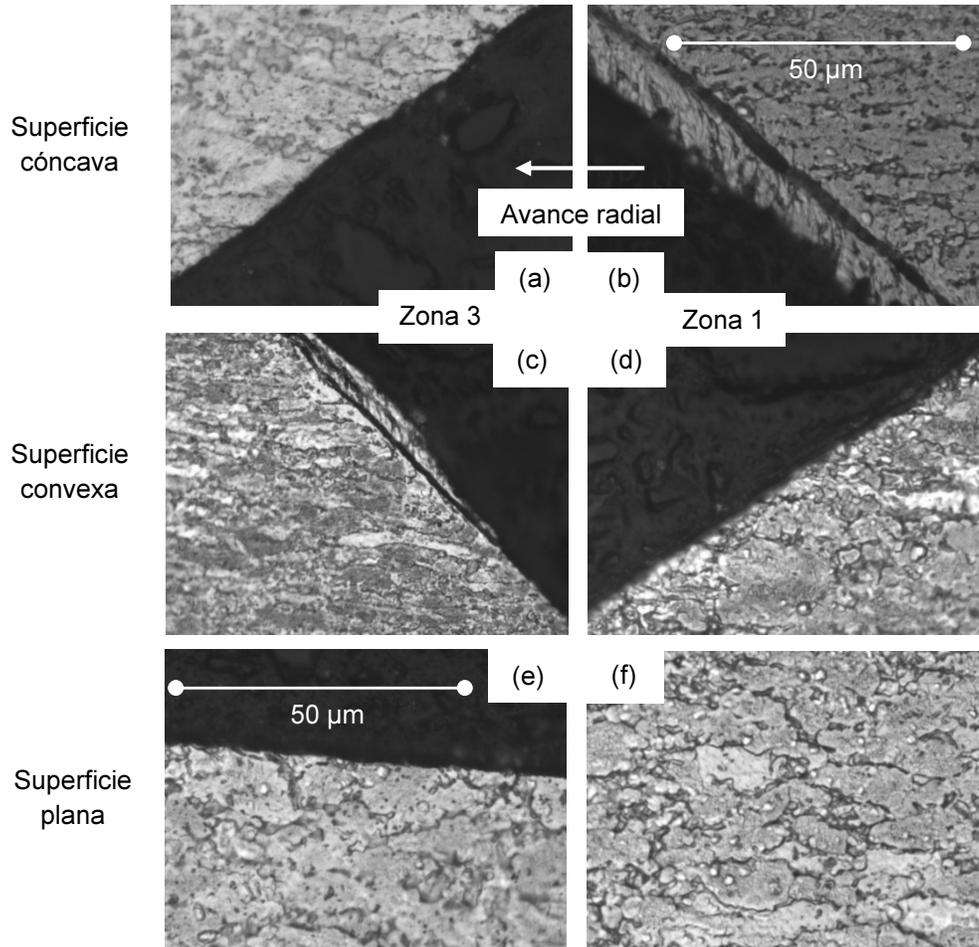


Figura 3-12: Microestructuras de la sección transversal de la superficie maquinada, en dirección del avance radial (2000 X). Superficie cóncava (a) y (b). Superficie convexa (c) y (d). Superficie plana (e) y micrografía del material base (f).



La **Figura 3-12** muestra las metalografías de la sub-superficie del material en las zonas uno y tres de las superficies cóncava y convexa, así como la sub-superficie de la superficie plana. No se encontraron evidencias de deformación plástica en la sub-superficie del material, como las encontradas por Thomas et al. [13], Ginting et al. [56] y Mhamdi et al. [31], en ninguna de las superficies estudiadas, lo cual se puede explicar por la velocidad de corte mucho menor utilizada (60 m min^{-1}), recomendada por el fabricante de la herramienta para este tipo de aleaciones. El anterior resultado coincide con lo reportado por Moussaoui et al. [15], quienes tampoco encontraron deformación plástica de los granos en la sub-superficie del material al trabajar con velocidades entre 54 y 78 m min^{-1} . Ezugwu

et al. [32], reportó que el esfuerzo cortante producido en el proceso de torneado a velocidades de 175, 200, 230 y 250 m min⁻¹, en el proceso de torneado, no genera deformaciones plásticas severas en la sub-superficie del material, independientemente de las condiciones de lubricación.

No se observaron transformaciones de fase, caracterizadas por la formación de una capa blanca (white layer) en la sub-superficie maquinada y que fueron reportadas por Che-Haron y Jawaid [57] en el torneado de aleación de titanio Ti-6Al-4V en seco a una velocidad de corte de 100 m min⁻¹ y por Li et al. [58] en el proceso de taladrado en seco de la aleación de titanio Ti-6Al-4V a velocidades de 60, 90 y 180 m min⁻¹. Li et al. no encontraron evidencias de transformaciones de fase al aplicar fluido de corte en ninguna de las condiciones mencionadas.

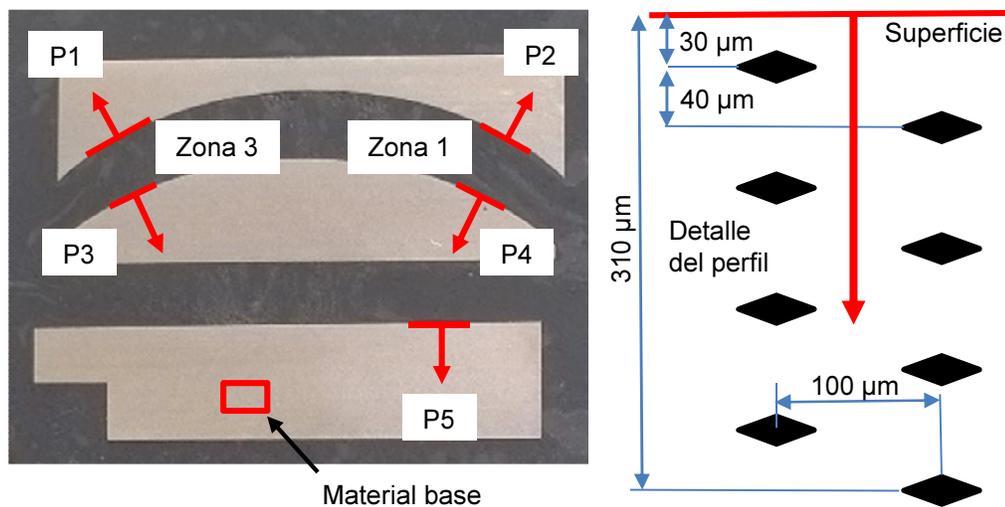
3.3.3 Micro-dureza sub-superficial

Por medio de un micro-durómetro marca Buehler con resolución de 0.1 HV, se tomaron datos de micro-dureza Vickers sobre las muestras analizadas, aplicando una carga de 100 gf durante un tiempo de 15 s. La resolución del micrómetro para la medida de la diagonal promedio fue de un micrómetro. Se realizaron cinco indentaciones de microdureza en el material base y se generaron cinco perfiles de microdureza en las superficies maquinadas, tomando como referencia la norma técnica NTC 3922-96, la norma técnica ASTM E384 y siguiendo el protocolo descrito en la **Figura 3-13**. Los perfiles de microdureza se obtuvieron hasta una profundidad de 310 µm por debajo de la superficie maquinada. El perfil 1 (P1) y el perfil 2 (P2) corresponden a la superficie cóncava, los perfiles P3 y P4 a la superficie convexa y el perfil 5 (P5) a la superficie plana. En el Anexo D se muestran los datos de las pruebas de micro-dureza.

La **Figura 3-14** muestra los perfiles de micro-dureza en cada una de las zonas estudiadas en función de la distancia a la superficie maquinada, con respecto a la dureza promedio del material base (línea continua en la figura). Las líneas rectas punteadas representan la desviación estándar con respecto a la media de la dureza del material base. Se observa en la figura, de manera general y de acuerdo con lo reportado por Daymi et al. [18] y por Mhamdi et al. [31], que el valor de la micro-dureza sub-superficial varía en función del

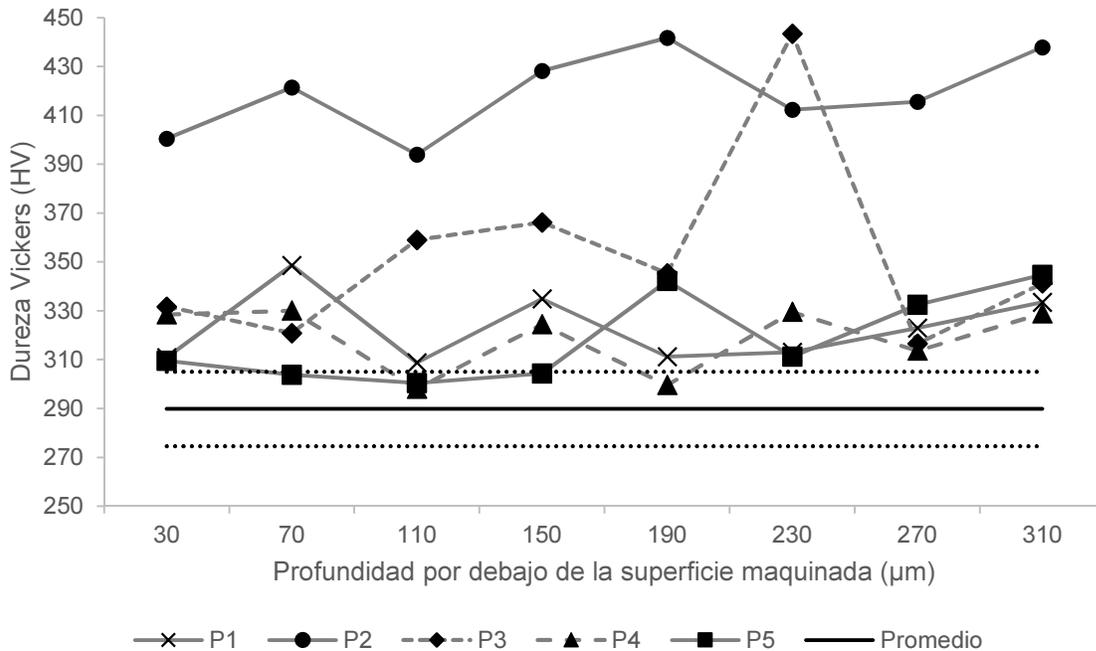
ángulo de posición de la herramienta. Dichos autores reportaron un cambio en la micro-dureza sub-superficial en los primeros 120 micrómetros, mientras que los datos obtenidos en la presente caracterización, se observa una longitud afectada superior a los 310 micrómetros por debajo de la superficie maquinada, coincidiendo con lo reportado por Ibrahim et al. [59], quienes también trabajaron con la aleación de titanio Ti-6Al-4V ELI (Grado 23).

Figura 3-13: Protocolo para la toma de valores de perfiles de micro-dureza



El perfil 1 (P1), correspondiente a la zona 3 de la superficie cóncava y dónde la estrategia de maquinado corresponde a *oblique-reverse-push-up milling*, presenta aparentemente un aumento de la micro-dureza con respecto al material base. A su vez, el perfil P1 muestra un comportamiento similar al de la zona 1 de la superficie convexa (P4), donde el maquinado también es *oblique-reverse-push-up milling* y al de la superficie plana (P5), donde el maquinado es *push-up milling*. Se observa que el perfil 2 (P2), correspondiente a la zona 1 de la superficie cóncava, donde el maquinado es *oblique-plunge-push-up milling*, evidencia un aumento considerable de la micro-dureza sub-superficial. El perfil 3 (P3), correspondiente a la zona 3 de la superficie convexa, donde el maquinado es también *oblique-plunge-push-up milling*, evidencia aparentemente un comportamiento ligeramente superior a los perfiles P1, P4 y P5, pero inferior a P2.

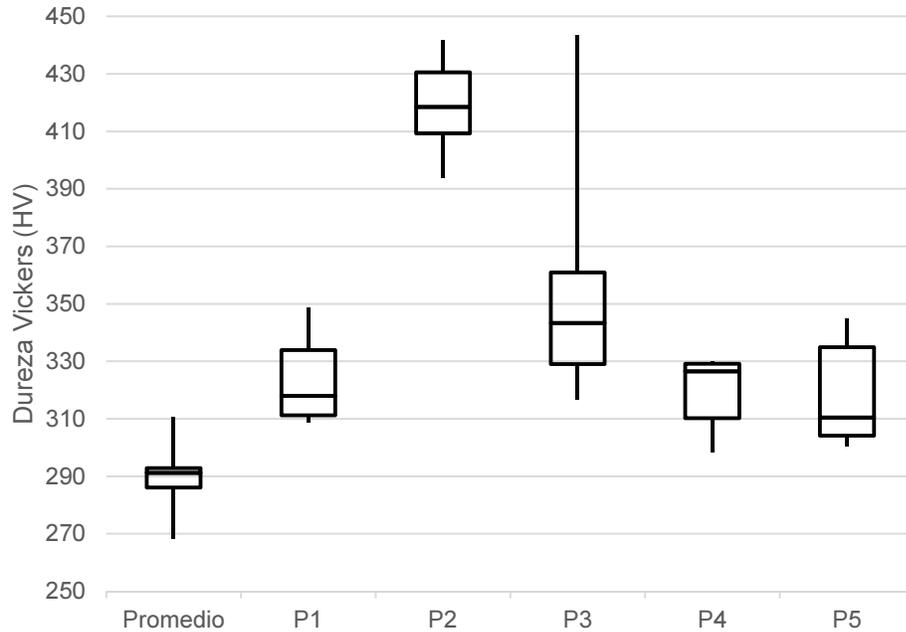
Figura 3-14: Microdureza promedio del material base y perfiles de micro-dureza en las diferentes zonas maquinadas (P1 a P5 en la **Figura 3-13**)



El aumento de la dureza en la sub-superficie maquinada, se atribuye al fenómeno de endurecimiento por deformación (*work hardening*), según lo reportado por Ibrahim et al. [59] y por Mhamdi et al. [31], a pesar de que los análisis metalográficos no mostraron deformaciones apreciables. La mayor dureza de los perfiles P2 y P3 se atribuye a la mayor dificultad de inicio de formación de la viruta, lo cual produce mayores deformaciones, al generarse del menor al mayor espesor.

La **Figura 3-15** ilustra el diagrama de caja y bigotes, que sintetiza la estadística descriptiva del comportamiento de los datos de micro-dureza, de cada uno de los perfiles con respecto a la dureza promedio del material base. Los perfiles P1, P4 y P5, evidencian un comportamiento similar y ligeramente superior a la dureza del material base. P3 presenta aparentemente un comportamiento de micro-dureza superior a P1, P4 y P5, con un dato atípico. P2 muestra un aumento en el valor de micro-dureza superior al resto de perfiles.

Figura 3-15: Diagrama de caja y bigotes. Comparación de micro-dureza promedio en material base y los perfiles en las diferentes zonas de la probeta.



Con el objeto de corroborar de una manera formal la variación de las medias de la dureza para cada perfil, con respecto a la dureza media del material base, se realizó un análisis de varianza con intervalos de confianza del 95 y del 99%. Puesto que el estadístico de prueba es mayor a la distribución de referencia ($F_0 > F$), para ambos intervalos de confianza, se rechaza la hipótesis nula de que las medias de dureza para cada perfil son iguales.

Se compararon todos los pares posibles de medias de dureza utilizando el método de la diferencia significativa mínima de Fisher (LSD). Con $\alpha = 0.01$ la hipótesis nula (ecuación (3.5)) de que la dureza promedio $\mu_{Promedio}$ y la dureza promedio de los perfiles μ_{P1} , μ_{P4} y μ_{P5} , son iguales, no se puede rechazar. Se rechaza la hipótesis nula de que la dureza media de los perfiles μ_{P2} y μ_{P3} son iguales a la dureza promedio.

$$H_0 = \mu_{P1} = \mu_{P2} = \mu_{P3} = \mu_{P4} = \mu_{P5} = \mu_{Promedio} \quad (3.5)$$

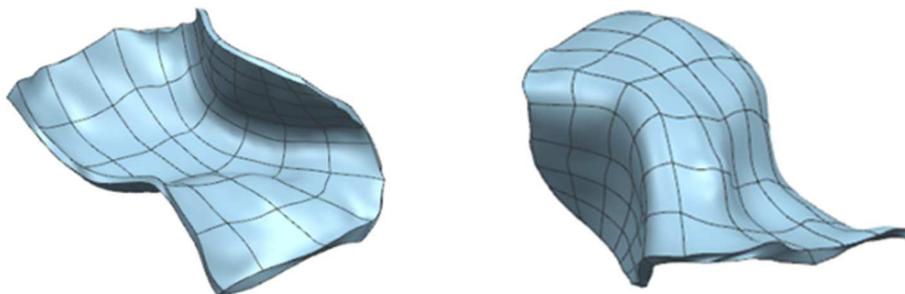
Con $\alpha = 0.05$, no se puede rechazar la hipótesis nula de que la dureza media de los perfiles P1, P4 y P5 son iguales, pero se rechaza la hipótesis nula de que son iguales a la dureza promedio; además, se rechaza la hipótesis nula de que P3 presenta una dureza media igual a los perfiles P1, P4 y P5. En el anexo D se encuentran los resultados del análisis de varianza.

Del análisis de varianza anterior, se concluye que el maquinado *oblique-plunge-push-up milling*, genera valores de micro-dureza sub-superficial mayores a los del maquinado *oblique-reverse-push-up milling* y *push-up milling*. Se remarca que las zonas de mayor afectación a nivel de micro-dureza coinciden con las zonas donde se presentó material depositado sobre la superficie (*smearred/adhered material*), como se presentó en los numerales 3.3.1 y 3.3.2.

3.4 Práctica experimental

Se fabricaron las superficies de una prótesis maxilofacial de un cráneo humano. La topografía de la superficie de la prótesis se recreó en un sistema CAD a partir del archivo STL (Standard Tessellation Language) obtenido de una tomografía axial computarizada (TAC). La **Figura 3-16** muestra el modelo CAD y la **Figura 3-17** ilustra el montaje virtual para la manufactura de la prótesis. Se utilizó una materia prima cilíndrica dispuesta sobre el eje X de la máquina, la cual es rotada sobre este mismo eje, por medio de un cuarto eje, para que la herramienta tenga acceso a cualquier zona de la geometría. El material utilizado fue la aleación de titanio Ti-6Al-4V.

Figura 3-16: Modelo CAD de la prótesis obtenida a partir de un archivo STL.



Para realizar una aproximación a la geometría establecida se llevó a cabo un proceso de desbaste con herramienta de punta plana considerando criterios de remoción de material en forma de elementos de volumen (MRSEV – *Material Removal Shape Element Volume*), como se ilustra con los volúmenes V1, V2 y V3 en la **Figura 3-18**. A continuación se realizó un proceso de desbaste utilizando una estrategia que considera la superficie final y pasos constantes de profundización en el eje de la herramienta (**Figura 3-18b**). Para el proceso de semi-acabado de la zona convexa se utilizaron herramientas de punta esférica y estrategias de maquinado basadas en la normal a la superficie y con movimiento del cuarto eje de rotación de la máquina (4 ejes simultáneos), dejando 0.25mm de sobrematerial para el proceso de acabado.

La estrategia utilizada para el acabado de la superficie fue la de zig-zag sobre el eje X (**Figura 3-18c**), obteniendo el avance lateral sobre la geometría por medio de la rotación del cuarto eje de la máquina (eje A). Se seleccionó la anterior estrategia puesto que es de las más utilizadas a nivel de planta en las empresas que fabrican componentes de moldes y troqueles. La estrategia de zigzag, considerando un ángulo *tilt* $\varphi = 0^\circ$, en el montaje experimental propuesto, genera cambios del ángulo *lead* de valores positivos a negativos.

Figura 3-17: Montaje experimental para la manufactura de prótesis en centro de mecanizado vertical con cuarto eje de rotación

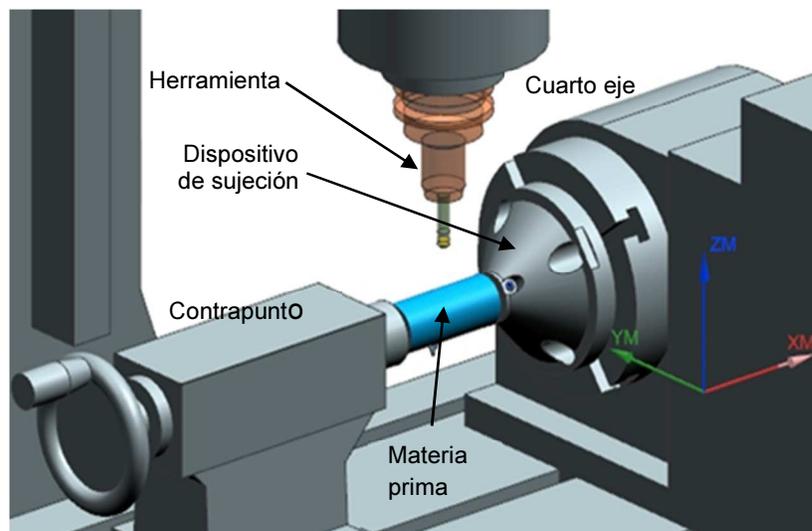
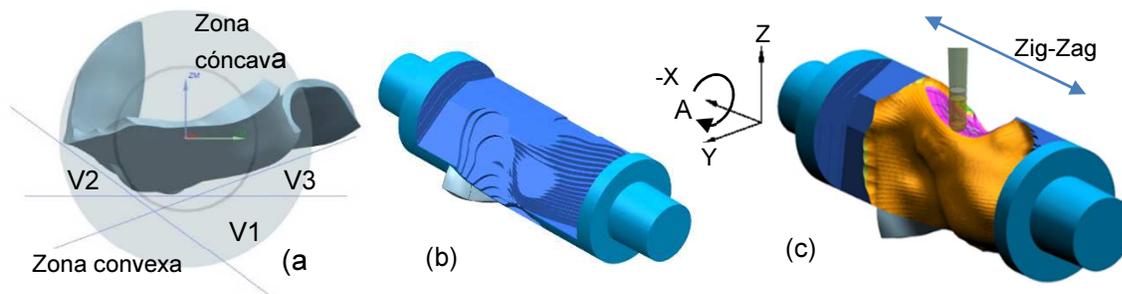


Figura 3-18: Proceso de desbaste y proceso de acabado con herramienta de punta esférica

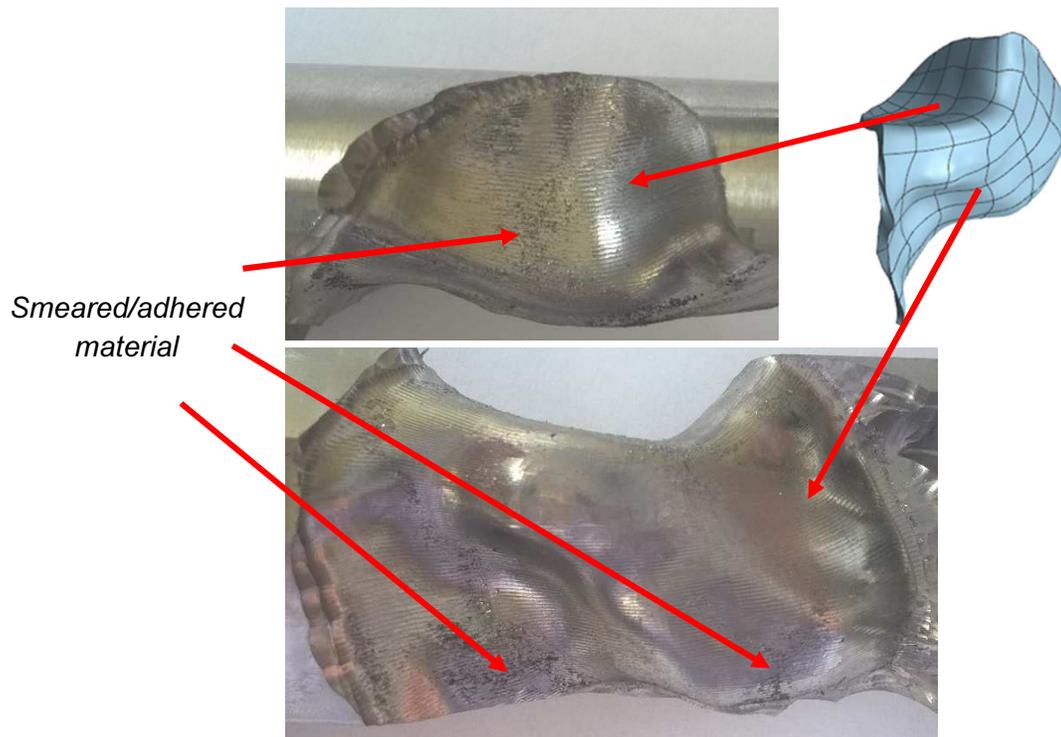


De acuerdo con la nomenclatura propuesta por Bouzakis [25], cuando la herramienta avanza en la dirección zig (-X) se produce un maquinado con transiciones de *push-down milling* a *pull-down milling* y cuando avanza en la dirección zag (+X) se produce un maquinado con transiciones de *push-up milling* a *pull-up milling*. Las transiciones dependen del radio de curvatura de la superficie. Además, es de resaltar que las estrategias que ocasionan variación en el ángulo *lead* (β), producen el fenómeno de plowing, dónde no hay formación de viruta sino deformación elástica y plástica [47], debido a que la velocidad de corte es muy baja cerca al centro de la herramienta.

La **Figura 3-19** muestra la superficie externa de la prótesis maxilofacial obtenida en la aleación de titanio Ti-6Al-4V. Se observa un acabado no uniforme sobre la superficie, variando de zonas con buen acabado superficial a zonas de mal acabado superficial. Las zonas de mal acabado superficial presentan material adherido a la superficie.

El material adherido se observa en las superficies cóncavas cuando la estrategia tipo zig (-X) presenta maquinado *pull-down milling* (ángulo *lead* (β) positivo) y cuando la estrategia tipo zag (+X) presenta maquinado *push-up milling* (ángulo *lead* (β) negativo). También se observó material adherido en las superficies convexas cuando la estrategia tipo zig (-X) presenta maquinado *pull-down milling* (ángulo *lead* (β) positivo) y cuando la estrategia tipo zag (+X) presenta maquinado *push-up milling* (ángulo *lead* (β) negativo).

Figura 3-19: Prótesis maxilofacial obtenida en la aleación de titanio Ti-6Al-4V



4. Conclusiones y trabajo futuro

4.1 Conclusiones

En el maquinado de superficies libres, la arquitectura de la máquina y la curvatura de la superficie influyen directamente en la posición relativa del eje de la herramienta con respecto al vector normal a la superficie, induciendo cambios en los ángulos *lead* (β) y *tilt* (φ), modificando la geometría de la viruta, el proceso de formación de la viruta y la magnitud y dirección del vector de velocidad de corte.

Las superficies planas fueron maquinadas empleando la estrategia *push-up milling* con un ángulo *tilt* $\varphi = 0^\circ$ y ángulos *lead* $\beta = -25^\circ$ y $\beta = -60^\circ$. El modelo de formación de la viruta mostró que esta se forma del mayor al menor espesor, a lo que se atribuye que las superficies obtenidas no presentaran defectos. Las superficies cóncavas y convexas fueron maquinadas utilizando también la estrategia *push-up milling* y usando ángulos *lead* $\beta' = -25^\circ$ y $\beta' = -60^\circ$. La curvatura de las superficies indujo una variación del ángulo *lead* entre $\beta = -25^\circ$ y $\beta = -32^\circ$ y entre $\beta = -60^\circ$ y $\beta = -66^\circ$. Por otra parte el ángulo *tilt* presentó variación entre $\varphi = -37^\circ$ y $\varphi = 37^\circ$ para la superficie convexa y entre $\varphi = 37^\circ$ y $\varphi = -37^\circ$ para la superficie cóncava.

El modelado de la formación de la viruta mostró que, tanto en la superficie cóncava como en la convexa, el proceso de maquinado presenta una variación gradual, para cada nueva pasada de corte radial, entre corte *oblique-plunge-push-up milling* hasta corte *oblique-reverse-push-up milling*. Se presentó material adherido (*smearred/adhered material*) a las superficies en las zonas en donde el corte era tipo *oblique-plunge-push-up milling*, cuando el ángulo *tilt* (φ) es negativo. No se observaron defectos en la superficie de la aleación de aluminio debido a corte tipo *oblique-plunge-push-up milling*.

El aumento de los valores en los parámetros de rugosidad S_a y S_q , hasta cuatro veces con respecto al de las superficies planas, se debió principalmente al defecto *smearred/adhered material*, que se presentó en las probetas cóncavas y convexas cuando el maquinado era tipo *oblique-plunge-push-up milling*. Los elevados valores del parámetro de rugosidad S_{ku} corroboraron el elevado número de irregularidades en dichas zonas.

La intensidad de los defectos, en la aleación de titanio, aumenta con el incremento negativo del ángulo *tilt* (φ) (*oblique-plunge-push-up milling*). Con valores positivos del ángulo *tilt* (φ) no se observaron defectos en las superficies de ninguna de las dos aleaciones. Las superficies con mejor calidad se obtuvieron con los mayores ángulos *tilt* (φ) positivos (*oblique-reverse-push-up milling*). El aumento del ángulo *lead* (β), en la dirección negativa ($\beta = -60^\circ$), disminuyó la presencia de material adherido en la superficies curvas maquinadas de la aleación de titanio, lo cual se atribuye al aumento de la velocidad de corte y a la variación del comportamiento del espesor de la viruta durante su proceso de formación, en el cuál el máximo espesor de viruta se alcanza en una posición intermedia y no al final del contacto, como ocurrió cuando el defecto era más pronunciado.

El defecto (*smearred/adhered material*) no apareció en la aleación de aluminio 7075 durante el maquinado tipo *oblique-plunge-push-up milling*, lo que se explica porque esta aleación de aluminio posee una mayor maquinabilidad que el de la aleación de titanio Ti-6Al-4V. Por otra parte, el defecto sobre las superficies mecanizadas de la aleación de titanio puede ser explicado por la interacción de varios factores como: la alta fricción y dificultades para la formación inicial de la viruta en el maquinado tipo *oblique-plunge-push-up milling*, la alta resistencia a la tracción de esta aleación de titanio junto con su bajo módulo de elasticidad y sus características de endurecimiento e inestabilidad termo-plástica durante el proceso de maquinado.

El modelado geométrico de la evolución del espesor de la viruta no deformada muestra que en el proceso de fresado de acabado con una herramienta de punta esférica en superficies con radios de curvatura diferente de cero, el máximo espesor de la viruta se produce en posiciones intermedias que no corresponden con el inicio o el fin del proceso de formación de viruta. La teoría clásica de arranque de viruta define dos tipos principales de fresado con respecto al proceso de formación de la viruta; el fresado concordante (*Down*

milling, climb milling), caracterizado porque la viruta se forma del mayor al menor espesor; y el fresado discordante (*Up milling, conventional milling*), caracterizado porque la viruta se forma del menor al mayor espesor. En el fresado frontal, el eje de la herramienta conserva, en cualquiera de los casos mencionados, un ángulo de noventa grados con respecto al vector normal a la superficie. En el caso del fresado con herramienta de punta esférica, el eje de la herramienta se puede inclinar en la dirección perpendicular al avance (*tilt* (φ)) o en la dirección del avance (*lead* (β)) con respecto al vector normal a la superficie, además, dichas inclinaciones pueden ocurrir con ángulos positivos o ángulos negativos, lo que genera ocho posibles tipos de fresado, identificados por Bouzakis [25]. En el presente trabajo se observó que el maquinado tipo *oblique-reverse-push-up milling* genera un proceso de formación de viruta del mayor al menor espesor principalmente y que en el maquinado tipo *oblique-plunge-push-up milling* se genera del menor al mayor espesor principalmente.

Las imágenes de la microestructura, en la sub-superficie del material, obtenidas después de realizado el pulido y el ataque químico a las probetas, demostró que bajo las condiciones de velocidad, avance y profundidad de corte utilizadas, así como de los diversos ángulos de inclinación de la herramienta con respecto al vector normal a la superficie, no se presentaron deformaciones apreciables en ninguna de las zonas de las superficies maquinadas.

Los perfiles de microdureza mostraron que el maquinado *oblique-reverse-push-up milling* y el maquinado *push-up milling* generaron valores de micro-dureza estadísticamente iguales en la sub-superficie del material y cercanos a un 10% superior a la dureza promedio del material base. El maquinado tipo *oblique-plunge-push-up milling*, generó valores de micro-dureza sub-superficial mayores a los del maquinado *oblique-reverse-push-up milling* y a los del maquinado *push-up milling* y con una dureza superior en 30% con respecto al material base. Las zonas de mayor afectación a nivel de micro-dureza coinciden con las zonas donde se presentó material depositado sobre la superficie (*smearred/adhered material*).

4.2 Trabajo futuro

La obtención de formas complejas por medio del proceso de arranque de viruta, en máquinas multiejes de control numérico, requiere del empleo de software CAM. En el caso de los materiales clasificados como difíciles de maquinar, es necesario considerar estrategias que permitan controlar los ángulos de inclinación de la herramienta (*lead* (β) y *tilt* (φ)) con el objeto de evitar que se produzcan virutas del menor al mayor espesor. En general, se recomienda evitar estrategias tipo *zig-zag* y utilizar estrategias de maquinado en una sola dirección. Es de resaltar que en el fresado con herramienta de punta esférica de superficies cóncavas y convexas, inevitablemente se presentarán transiciones entre tipos de maquinados, por lo que se recomienda explorar estrategias que permitan subdividir la superficie a obtener y utilizar la estrategia adecuada para cada una de ellas, en función de su radio de curvatura y de los ángulos de inclinación entre el eje de la herramienta y el vector normal a la superficie.

El modelamiento geométrico del proceso de formación de la viruta mostró que la sección transversal cambia en función de los ángulos *lead* (β) y *tilt* (φ). Si bien se trabajó con una herramienta recomendada por el fabricante para el mecanizado de aleaciones de titanio, es importante estudiar el comportamiento de la formación de la viruta en función del ángulo de hélice de la fresa de punta redonda además de los ángulos *lead* (β) y *tilt* (φ).

La microdureza sub-superficial cambia en función de los ángulos de inclinación del eje de la herramienta con respecto al vector normal a la superficie. Se recomienda caracterizar el comportamiento de la micro-dureza sub-superficial para cada uno de los ocho tipos de maquinado que se presenta en el fresado multiejes con herramienta de punta esférica y extender el estudio incluyendo el estado de esfuerzos residuales.

A. Anexo: Procedimiento para determinar la posición del centro de la herramienta en el programa paramétrico

La posición del centro de la herramienta en el volumen de trabajo de la máquina, con respecto al cero de pieza, se determina siguiendo el siguiente procedimiento:

1. La coordenada en x es determinada por el paso radial de la herramienta (variable #505), que toma valores entre $x = -10mm$ y $x = 10mm$.

2. Se halla el valor de la coordenada y (variable #111) por medio de la ecuación general de la elipse.

$$y = \frac{b}{a} \sqrt{a^2 - (x - h)^2} + k = \frac{2}{3} \sqrt{12^2 - (x)^2} + 36.9$$

3. Con las coordenadas x, y se determina la anomalía excéntrica α (variable #114) de la elipse.

$$\alpha = \tan^{-1} \left(\frac{a(y - k)}{b(x - h)} \right) = \tan^{-1} \left(\frac{3y - 110.7}{2x} \right)$$

4. Se halla la normal unitaria en el punto x, y . (Variables #118 y #119)

$$N = \left(\frac{-y'}{\sqrt{x'^2 + y'^2}}, \frac{x'}{\sqrt{x'^2 + y'^2}} \right) = \left(\frac{4 \sin^2(\alpha/2) - 2}{\sqrt{5 \sin^2 \alpha + 4}}, \frac{-3 \sin \alpha}{\sqrt{5 \sin^2 \alpha + 4}} \right)$$

5. Se multiplica la normal unitaria por el radio de la herramienta y se suma al punto $r(x, y)$, con el fin de determinar la posición del centro de la herramienta (variables #120 y #121).

$$C_{HTA} = r + N \cdot R_{HTA}$$

6. Se realiza rotación del centro de la herramienta al rededor del eje x el ángulo θ (variable #512), obtenido a partir del ángulo β (variable #504) requerido entre el eje de la herramienta y la normal a la superficie (Figura 4(b)) (variables #122 y #123).

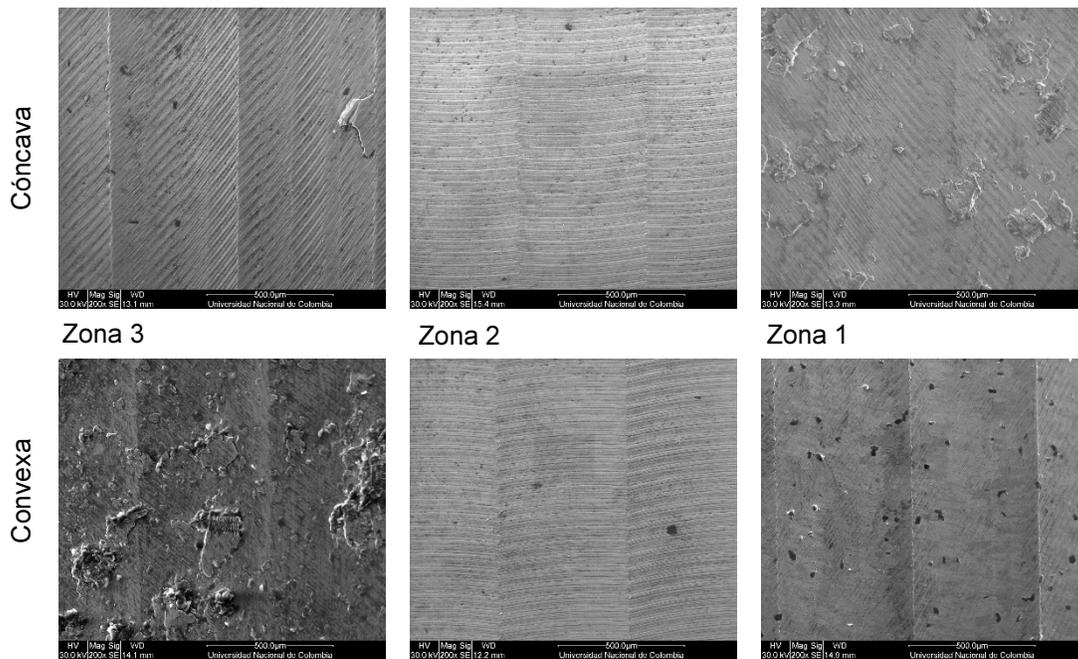
$$y' = y \cos \theta - z \sin \theta \quad y \quad z' = y \sin \theta + z \cos \theta \quad \text{dónde } \theta = 90 - \beta$$

Ubicando la herramienta en el volumen de trabajo con el procedimiento anterior, se procede a realizar un fresado planetario, rotando la materia prima alrededor del eje x .

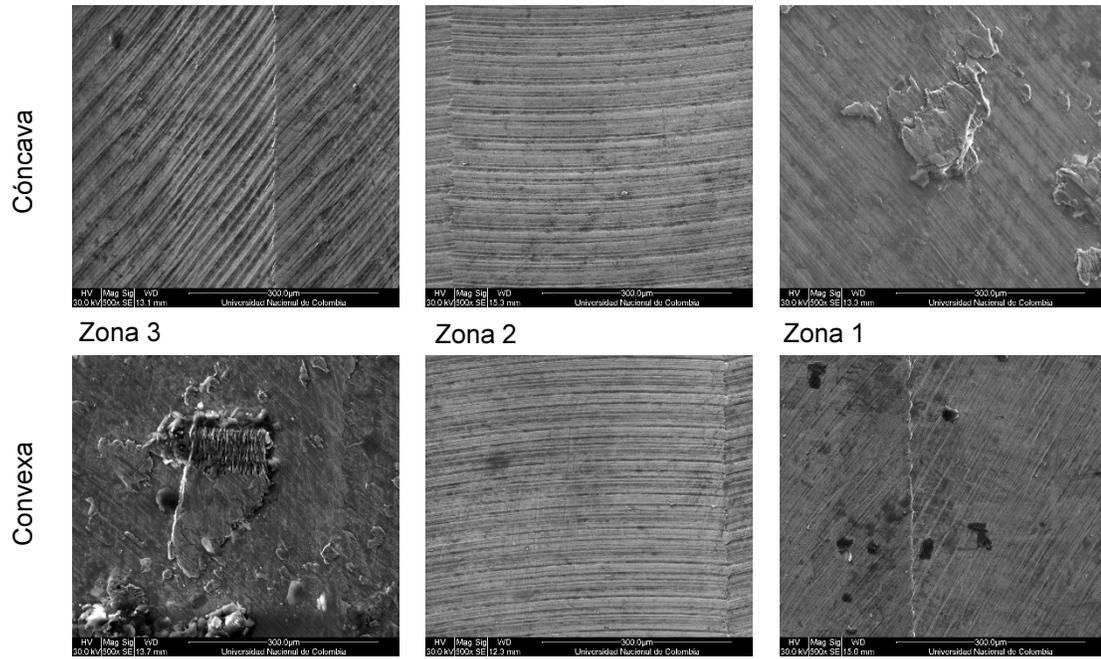
B. Anexo: Microscopía electrónica de barrido – SEM

Se muestran las imágenes obtenidas por medio de microscopía electrónica de barrido para las superficies cóncavas y convexas, maquinadas con ángulos lead de 25° y 60° y un paso lateral de 0.5mm en la aleación de titanio Ti-6Al-4V. Los resultados se muestran con magnificación de 200x y 500x.

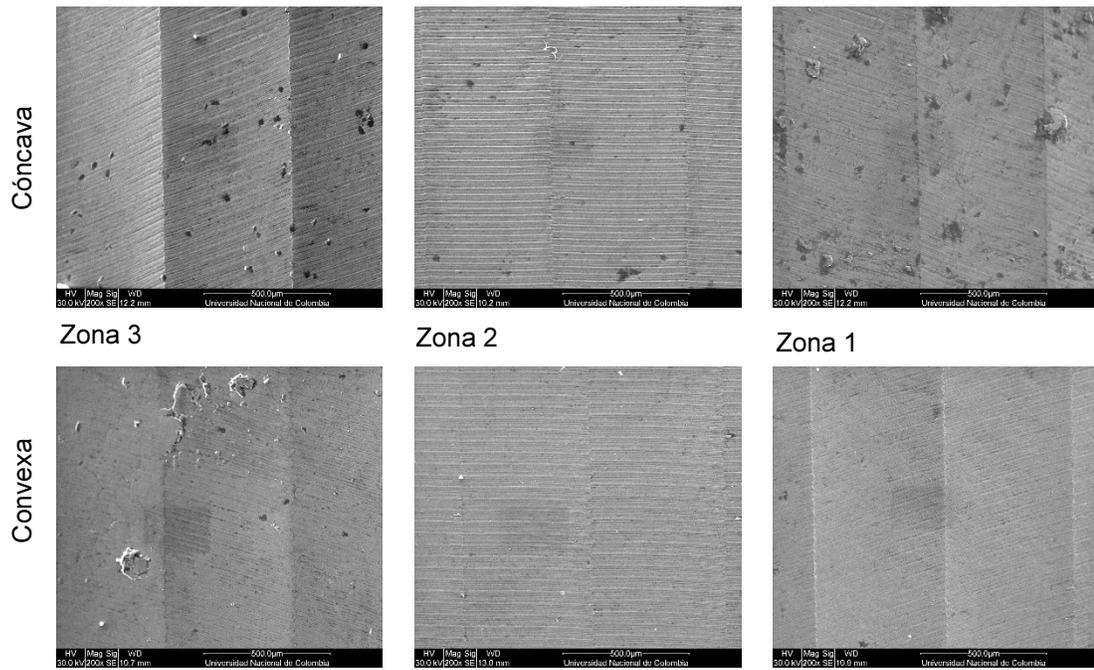
Ángulo *lead* de -25°. Paso lateral de 0.5mm. Aumento de 200x.



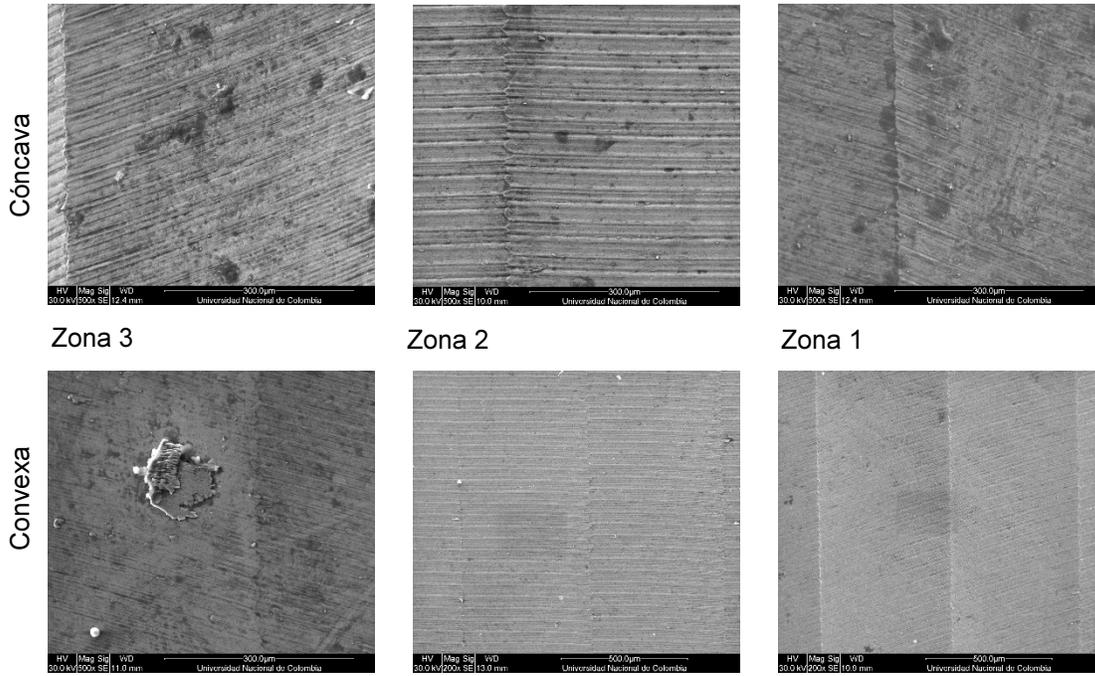
Ángulo *lead* de -25° . Paso lateral de 0.5mm. Aumento de 500x



Ángulo *lead* de -60° . Paso lateral de 0.5mm. Aumento de 200x.



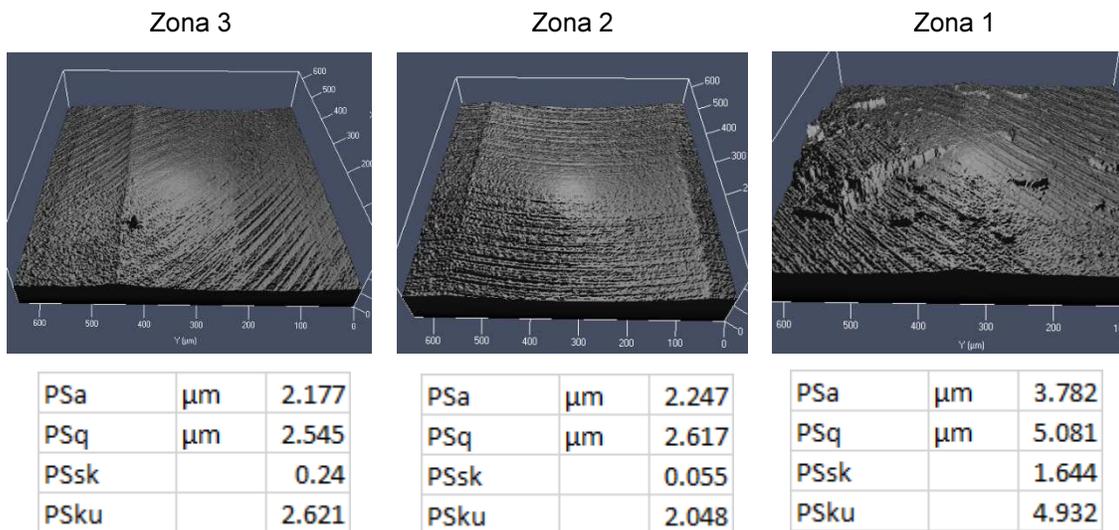
Ángulo *lead* de -60° . Paso lateral de 0.5mm. Aumento de 500x.



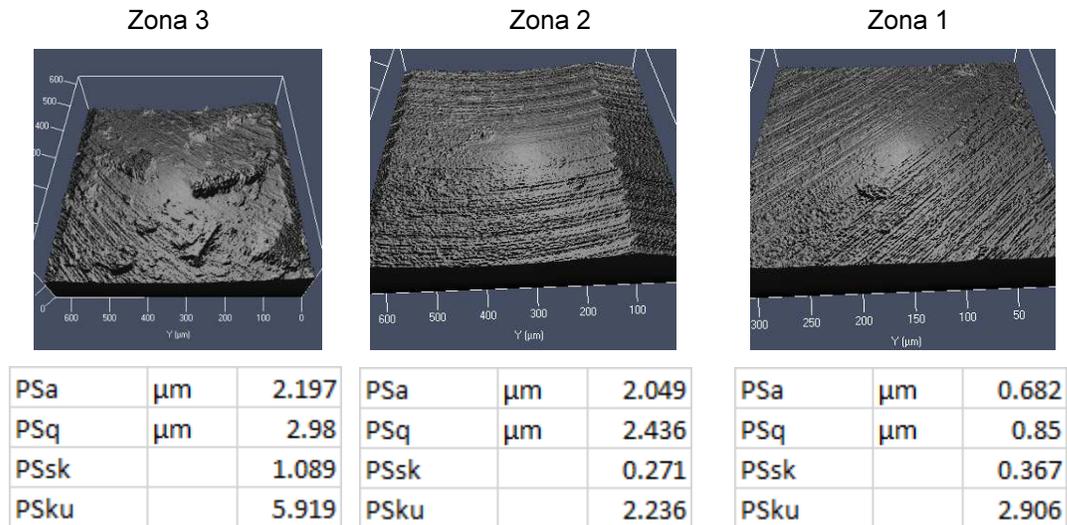
C. Anexo: Microscopía confocal

Se muestran las imágenes obtenidas por medio de microscopía confocal de las superficies cóncavas y convexas, maquinadas con ángulos lead de 25° y 60° y un paso lateral de 0.5mm en la aleación de titanio Ti-6Al-4V. En la parte inferior de cada imagen se muestran los parámetros de amplitud S_a y S_q , el parámetro de distribución topográfica de alturas S_{sk} y el parámetro de curtosis S_{ku} .

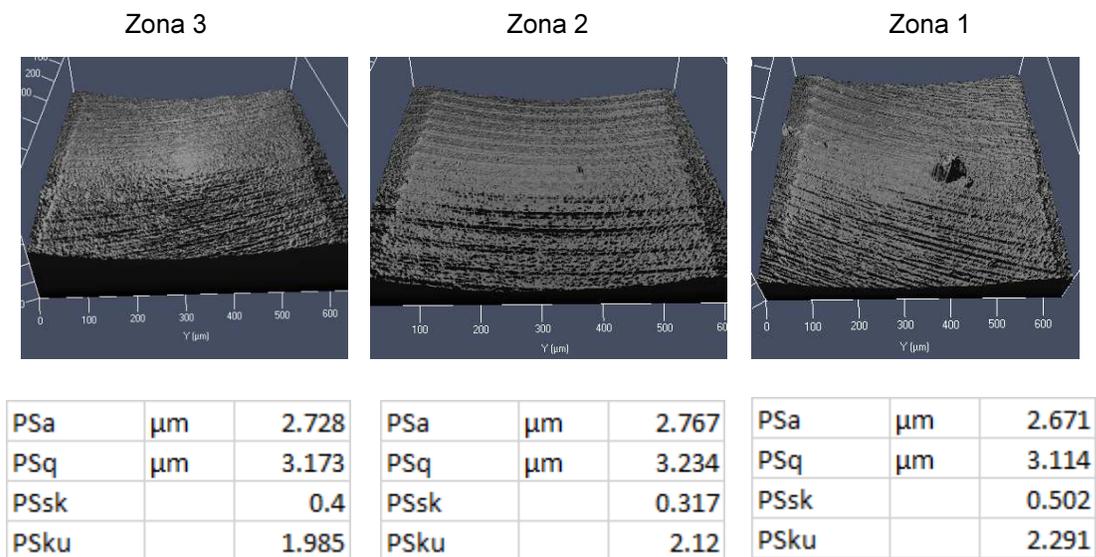
Superficie cóncava maquinada con un ángulo *lead* de -25° y paso lateral de 0.5mm 20x Ti-6Al-4V



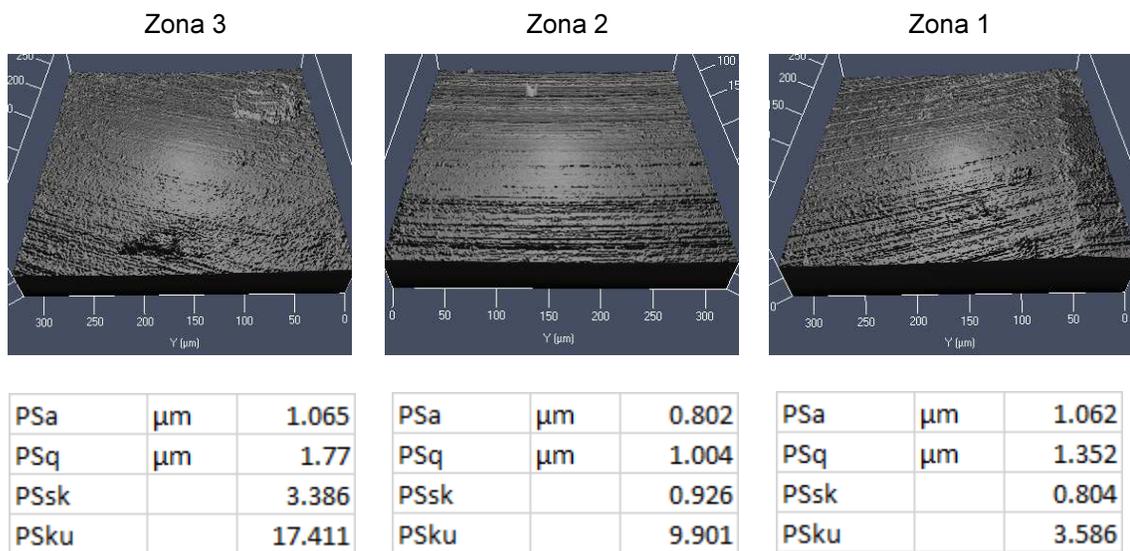
Superficie convexa maquinada con un ángulo *lead* de -25° y paso lateral de 0.5mm 20x Ti-6Al-4V



Superficie cóncava de aleación de titanio maquinada con un ángulo *lead* de -60° y paso lateral de 0.5mm 20x

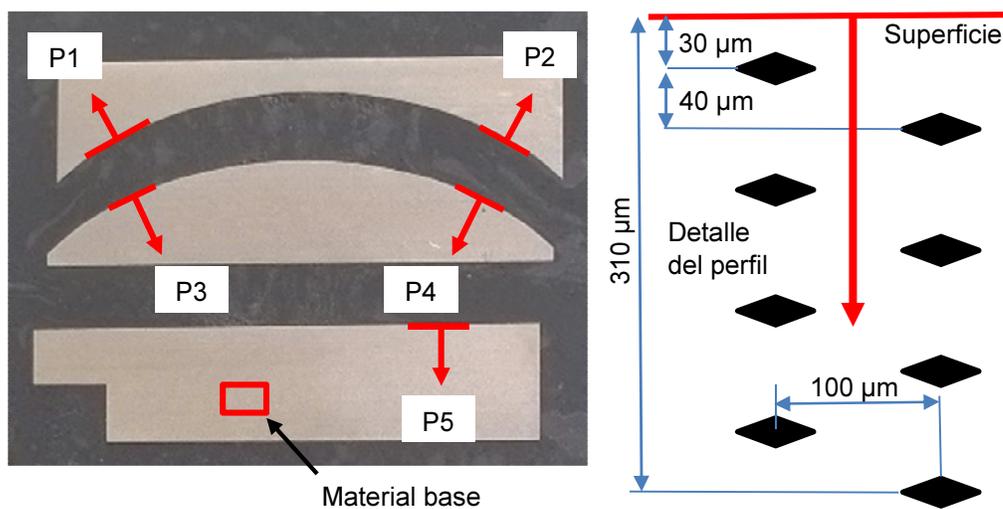


Superficie convexa maquinada con un ángulo *lead* de -60° y paso lateral de 0.5mm 20x Ti-6Al-4V



D. Anexo: Resultados de la pruebas de micro-dureza Vickers

Se muestran los resultados de medición de dureza Vickers en las probetas plana, cóncava y convexa de la aleación de titanio Ti-6Al-4V, maquinada con un ángulo *lead* de -25° y paso lateral de 0.5mm. Se tomaron cinco datos de micro-dureza en el material base y se realizó un perfil de micro-dureza sub-superficial en las zonas 3 y 1 de la superficie cóncava y en las zonas 3 y 1 de la superficie convexa, así como un perfil en la superficie plana. Se muestran los resultados de la estadística descriptiva para la determinación de la dureza promedio del material base y los resultados del análisis de varianza para la comparación de las durezas promedios en las diferentes zonas de referencia.



La siguiente tabla muestra los resultados de las pruebas de micro-dureza Vickers en la zona del material base y los resultados de la estadística descriptiva.

Material base	HV	Media	289.82
1	268.3	Error típico	6.79
2	286.1	Mediana	291.2
3	291.2	Moda	#N/A
4	292.8	Desviación estándar	15.19
5	310.7	Varianza de la muestra	230.92
		Curtosis	1.489
		Coefficiente de asimetría	-0.105
		Rango	42.4
		Mínimo	268.3
		Máximo	310.7
		Suma	1449.1
		Cuenta	5
		Nivel de confianza (95.0%)	18.86

La siguiente tabla muestra los resultados de la toma de datos de microdureza de los perfiles en las diferentes zonas de la superficie maquinada y los resultados de la estadística descriptiva.

Profundidad (μm)	P1	P2	P3	P4	P5 (HV)
30	310.9	400.5	331.7	328.5	309.6
70	348.6	421.4	320.9	330.1	303.8
110	308.8	393.9	359.1	298.1	300.4
150	335.0	428.2	366.2	324.5	304.3
190	311.3	441.8	345.4	299.6	342.2
230	313.1	412.3	443.4	329.6	311.2
270	322.9	415.6	316.6	313.7	332.5
310	333.5	437.8	341.3	329.0	344.7
Media	323.01	418.94	353.08	319.14	318.59
Error típico	5.16	5.96	14.26	4.81	6.44
Mediana	318.00	418.50	343.35	326.50	310.40
Moda	#N/A	#N/A	#N/A	#N/A	#N/A
Desviación estándar	14.60	16.87	40.33	13.61	18.21

Varianza de la muestra	213.22	284.62	1626.75	185.31	331.70
Curtosis	-0.74	-1.02	4.13	-1.04	-1.72
Coefficiente de asimetría	0.76	-0.11	1.87	-0.95	0.64
Rango	39.80	47.90	126.80	32.00	44.30
Mínimo	308.80	393.90	316.60	298.10	300.40
Máximo	348.60	441.80	443.40	330.10	344.70
Suma	2584.10	3351.50	2824.60	2553.10	2548.70
Cuenta	8.00	8.00	8.00	8.00	8.00
Nivel de confianza (95.0%)	12.21	14.10	33.72	11.38	15.23

La siguiente tabla muestra los resultados del análisis de varianza con intervalos de confianza del 99 y del 95%.

RESUMEN

<i>Grupos</i>	<i>Cuenta</i>	<i>Suma</i>	<i>Promedio</i>	<i>Varianza</i>
Promedio	5	1449.1	289.82	230.93
P1	8	2584.1	323.01	213.22
P2	8	3351.5	418.94	284.62
P3	8	2824.6	353.08	1626.75
P4	8	2553.1	319.14	185.31
P5	8	2548.7	318.59	331.70

ANÁLISIS DE VARIANZA ($\alpha=0.01$)

<i>Origen de las variaciones</i>	<i>Suma de cuadrados</i>	<i>Grados de libertad</i>	<i>Promedio de los cuadrados</i>	<i>F</i>	<i>Probabilidad</i>	<i>Valor crítico para F</i>
Entre grupos	73262.61	5	14652.52	29.433	2.9494E-12	3.528
Dentro de los grupos	19415.00	39	497.82			
Total	92677.61	44				

ANÁLISIS DE VARIANZA ($\alpha=0.05$)

<i>Origen de las variaciones</i>	<i>Suma de cuadrados</i>	<i>Grados de libertad</i>	<i>Promedio de los cuadrados</i>	<i>F</i>	<i>Probabilidad</i>	<i>Valor crítico para F</i>
Entre grupos	73262.61	5	14652.52	29.433	2.9494E-12	2.456
Dentro de los grupos	19415.00	39	497.82			
Total	92677.61	44				

La siguiente tabla muestra los resultados del método de la diferencia significativa mínima (LSD) de Fisher para comparación de medias. La tabla de la izquierda muestra la comparación de la dureza promedio con la de cada uno de los perfiles, con intervalos de confianza del 99 y del 95%. La tabla de la derecha muestra la comparación entre los diferentes perfiles.

	$\alpha=0.01$	$\alpha=0.05$		$\alpha=0.01$	$\alpha=0.05$
$t_{\alpha/2, N-a}$	2.708	2.023	$t_{\alpha/2, a(n-1)}$	2.708	2.018
LSD=	34.44	25.73	LSD=	30.10	22.51
Promedio vs P1	33.19	33.19	P1 vs P2	95.93	95.93
Promedio vs P2	129.12	129.12	P1 vs P3	30.06	30.06
Promedio vs P3	63.25	63.25	P1 vs P4	3.88	3.88
Promedio vs P4	29.32	29.32	P1 vs P5	4.43	4.43
Promedio vs P5	28.77	28.77	P2 vs P3	65.86	65.86
			P2 vs P4	99.80	99.80
			P2 vs P5	100.35	100.35
			P3 vs P4	33.94	33.94
			P3 vs P5	34.49	34.49
			P4 vs P5	0.55	0.55

E. Anexo: Artículos publicados



Ingeniería Mecánica. Vol. 17. No. 3, septiembre-diciembre, 2014, p. 281-287

ISSN 1815-5944

Artículo Original

Planificación del proceso de fresado de una pieza compleja utilizando una máquina herramienta virtual

Milling process planning of a complex workpiece using a virtual machine tool

Jorge-Andrés García-Barbosa^I, José-Manuel Arroyo-Osorio^{II}, Ernesto Córdoba-Nieto^{II}

I. Universidad Santo Tomás, Facultad de Ingeniería Mecánica, Bogotá, Colombia

Correo electrónico: jorgegarcia@usantotomas.edu.co

II. Universidad Nacional de Colombia, Departamento de Ingeniería Mecánica y Mecatrónica, Bogotá, Colombia

Recibido: 24 de febrero de 2014

Aceptado: 31 de julio de 2014

Resumen

Se diseñó y se fabricó exitosamente una pieza experimental compleja compuesta de superficies con curvatura cero, positiva y negativa. Se planificó y se ejecutó el proceso de fabricación por maquinado usando el proceso de fresado con herramientas de punta esférica en un centro de maquinado vertical equipado con un cuarto eje de rotación externo. Para la planificación, simulación y verificación del proceso se desarrolló un modelo virtual de la máquina herramienta disponible y sus accesorios en un sistema comercial de maquinado asistido por computador. Se implementó el montaje virtual del sistema de manufactura con el que se verificó y se ajustó el proceso hasta observar un buen desempeño. Se comprobaron así las ventajas de utilizar los recientes métodos virtuales ofrecidos por varios sistemas de maquinado asistido por computador para la simulación del proceso, especialmente cuando se trata de componentes complejos procesados en máquinas herramienta de más de tres ejes.

Palabras claves: máquinas herramienta virtuales, planificación de procesos, maquinado de piezas complejas, simulación y verificación de procesos, maquinado multiejes.

Prod. Eng. Res. Devel.
DOI 10.1007/s11740-014-0534-2

MACHINE TOOL

Simulation and verification of parametric numerical control programs using a virtual machine tool

Jorge Andrés García Barbosa ·
José Manuel Arroyo Osorio ·
Ernesto Córdoba Nieto

Received: 28 August 2013 / Accepted: 18 February 2014
© German Academic Society for Production Engineering (WGP) 2014

Abstract A parametric computer numerical control (CNC) program was developed to make a test complex surface on a vertical milling machine equipped with an external fourth rotational axis. Parametric programming was used in order to get higher flexibility of the manufacturing process. The ball-end milling process was simulated and verified in a virtual model of the machine tool developed with the module integrated simulation and verification of the product lifecycle management software of Siemens NX7[®]. After that, the real process was carried out on the shop floor to machine the test surface. This demonstrates that the virtual machine tools are an effective resource to simulate and verify the performance of machining processes controlled by CNC parametric programs. The possibility of accurately simulating the parametric CNC program reduces the risk of its implementation and enables a more frequent use of this efficient feature of contemporary CNC machine tools.

Keywords Virtual machine tool · Parametric programming · CAD/CAM · Ball-end milling · Multi-axis machining

J. A. García Barbosa (✉)
Facultad de Ingeniería Mecánica, Universidad Santo Tomás,
Carrera 9 No. 51-11, Bogotá, Colombia
e-mail: jorgegarcia@usantotomas.edu.co

J. M. Arroyo Osorio · E. Córdoba Nieto
Departamento de Ingeniería Mecánica y Mecatrónica,
Universidad Nacional de Colombia, Carrera 45 No. 26-85,
Bogotá, Colombia
e-mail: jmarroyoo@unal.edu.co

E. Córdoba Nieto
e-mail: ecordoban@unal.edu.co

1 Introduction

A computer numerical control (CNC) system consists of a computer, power electronics components, such as motor amplifiers and electronic circuits, and servo actuators [1]. The computer control unit receives ISO standard NC-programs that describe the tool path geometry, tool number, feed and spindle speed at each path segment [2].

A virtual machine tool is a simulation tool of the CNC system that involves virtual modeling of the machine tool kinematics and feed drive dynamics, update of the workpiece geometry as the material is removed, and motions of the drives and auxiliary units, such as tool and pallet changes. In short, the rigid body motion of the machine tool and the CNC functions must be predicted as the workpiece is produced in order to achieve a virtual CNC system [3].

Generally, the CNC program is generated in a CAD/CAM environment, and then the virtual machine tool allows the geometric update of the workpiece as the tool cuts the material at each NC block. In addition, the solid model of the machine tool, its multi-axis kinematics and the location of fixtures can be displayed in the CAD environment [3, 4].

Parametric programming, as a feature of modern CNC machines, has the potential to bring higher efficiency to manufacturing industries. Parametric programming is a G/M code programming in which axis position (x, y, z, a, etc.), feed and speed functions can be specified by a parametric expression. Similar to computer programming languages such as Pascal or C, computer-related features such as variables, arithmetic, logic statements and looping are available in parametric programming. Although parametric programming has the potential to increase the flexibility of CNC operations, it is one of the least frequently utilized features of CNC machines [5].



The manufacture of a maxillofacial prosthesis from an axial tomography using simulation technologies with a virtual machine tool and four-axis machining

Jorge Andrés García-Barbosa ^a José Manuel Arroyo-Osorio ^b & Ernesto Córdoba-Nieto ^c

^a Facultad de Ingeniería Mecánica, Universidad Santo Tomás, Bogotá, Colombia. jorgegarcia@usantotomas.edu.co

^b Departamento de Ingeniería Mecánica y Mecatrónica, Universidad Nacional de Colombia, Bogotá, Colombia. jmarroyoo@unal.edu.co

^c Departamento de Ingeniería Mecánica y Mecatrónica, Universidad Nacional de Colombia, Bogotá, Colombia. ecordoba@unal.edu.co

Received: March 16th, 2015. Received in revised form: November 19th, 2015. Accepted: February 10th, 2016.

Abstract

The surfaces of a personalized maxillofacial prosthesis were manufactured in a relatively short period of time and at a moderate cost. The surface topography was generated with a Computer-Aided Design system from the Computerized Axial Tomography of a maxillofacial area. The design of the machining manufacturing process, its simulation and verification, were facilitated by the use of a virtual machine tool equivalent to the real machine tool available. Finally, the manufacturing process was successfully achieved by using a conventional 3-axis vertical machining center equipped with a fourth external rotational axis. Using a 3-axis machine tool with an additional axis is less expensive than using a 5-axis machine. There is abundant literature on machining of free-form surfaces using a 5-axis machine tool, but there are few precedents for the manufacturing of this kind of surface using a 4-axis machine.

Keywords: process planning; simulation and verification of processes; multi-axis machining; free-form surface machining; prosthesis manufacturing.

Manufactura de una prótesis maxilofacial, a partir de una tomografía axial, usando tecnologías de simulación en una máquina herramienta virtual y maquinado de cuatro ejes

Resumen

Se fabricaron las superficies de una prótesis maxilofacial personalizada en un lapso de tiempo relativamente corto y con un costo moderado. La topografía de la superficie de la prótesis se recreó en un sistema CAD a partir de una tomografía axial computarizada. El diseño, la simulación y la verificación del proceso de fabricación por maquinado se facilitó gracias al uso de una máquina herramienta virtual equivalente a la máquina real disponible. El proceso de fabricación se ejecutó exitosamente en un centro de maquinado de tres ejes dotado de un cuarto eje de rotación externo. Una máquina herramienta de tres ejes con un eje adicional es menos costosa de operar que una máquina de cinco ejes. Es abundante la literatura sobre maquinado de superficies de forma libre usando máquinas herramienta de cinco ejes, pero hay pocos antecedentes sobre la fabricación de una superficie de este tipo utilizando cuatro ejes de movimiento.

Palabras clave: planificación de procesos; simulación y verificación de procesos; maquinado multiejes; maquinado de superficies complejas; manufactura de prótesis.

1. Introduction

A prosthesis is an artificial implant which replaces or substitutes a part of the human body while maintaining its functionality and aesthetic appearance [1,2]. Commands to

generate surfaces, which are available in CAD systems, are insufficient to generate the complex geometry of an anatomically-shaped implant with precision. Nevertheless, it is possible to obtain complete geometric information on facial morphology with developments achieved in the automatic

Artículo en primera etapa de revisión**Machining Science and Technology**

**INFLUENCE OF TOOL INCLINATION ON CHIP FORMATION
PROCESS AND ROUGHNESS RESPONSE IN BALL-END
MILLING OF FREE-FORM SURFACES ON Ti6Al4V ALLOY**

Journal:	<i>Machining Science and Technology</i>
Manuscript ID	LMST-2015-0240.R1
Manuscript Type:	original scientific papers
Date Submitted by the Author:	15-Feb-2016
Complete List of Authors:	GARCIA BARBOSA, JORGE; Universidad Santo Tomás, Mechanical Engineering ARROYO OSORIO, JOSE; Universidad Nacional de Colombia, Mechatronics and Mechanical Engineering CORDOBA NIETO, ERNESTO; Universidad Nacional de Colombia, Mechatronics and Mechanical Engineering
Keywords:	Ball-end milling, Free-form surfaces, Tool orientation, Surface quality, Multi-axis machining

Bibliografía

- [1] Ezugwu, E.O., Wang, Z.M., Materials Titanium alloys and their machinability - a review, *Journal of Materials Processing Technology*, 68 pp. 262–274, 1997.
- [2] Sun, J., Guo, Y.B., A comprehensive experimental study on surface integrity by end milling Ti – 6Al – 4V, *Journal of Materials Processing Technology*, 209 pp. 4036–4042, 2009. <http://doi:10.1016/j.jmatprotec.2008.09.022>.
- [3] Cheharon, C., Jawaid, a, The effect of machining on surface integrity of titanium alloy Ti–6% Al–4% V, *Journal of Materials Processing Technology*, 166 (2), pp. 188–192, 2005. <http://doi:10.1016/j.jmatprotec.2004.08.012>.
- [4] Guo, Y.B., Li, W., Jawahir, I.S., Surface Integrity Characterization and Prediction in Machining of Hardened and Difficult-To-Machine Alloys: a State-of-Art Research Review and Analysis, *Machining Science and Technology*, 13 (4), pp. 437–470, 2009. <http://doi:10.1080/10910340903454922>.
- [5] Lin, R., Koren, Y., Efficient Tool-Path Planning for Machining Free-Form Surfaces, *Transactions of the ASME*, 118 1996.
- [6] Quinsat, Y., Lavernhe, S., Lartigue, C., Characterization of 3D surface topography in 5-axis milling - Article in Press, *Wear*, pp. 3–8, 2010. <http://doi:10.1016/j.wear.2010.05.014>.
- [7] Becze, C.E., Clayton, P., Chen, L., El-wardany, T.I., Elbestawi, M.A., High-speed five-axis milling of hardened tool steel, *International Journal Of Machine Tools and Manufacture*, 40 pp. 869–885, 2000.
- [8] Davim, P., *Surface Integrity in Machining*, Springer, Portugal, 2010.
- [9] Kalvoda, T., Hwang, Y.-R., Impact of various ball cutter tool positions on the surface integrity of low carbon steel, *Materials & Design*, 30 (9), pp. 3360–3366, 2009. <http://doi:10.1016/j.matdes.2009.03.039>.
- [10] Javidi, A., Rieger, U., Eichseder, W., The effect of machining on the surface integrity and fatigue life, *International Journal of Fatigue*, 30 (10-11), pp. 2050–2055, 2008. <http://doi:10.1016/j.ijfatigue.2008.01.005>.
- [11] Ginting, A., Nouari, M., Surface integrity of dry machined titanium alloys, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49 (3-4), pp. 325–332, 2009. <http://doi:10.1016/j.ijmachtools.2008.10.011>.
- [12] Ulutan, D., Ozel, T., Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 51 (3), pp. 250–280, 2011. <http://doi:10.1016/j.ijmachtools.2010.11.003>.

- [13] Thomas, M., Turner, S., Jackson, M., Microstructural damage during high-speed milling of titanium alloys, *Scripta Materialia*, 62 (5), pp. 250–253, 2010. <http://doi:10.1016/j.scriptamat.2009.11.009>.
- [14] Li, A., Zhao, J., Luo, H., Zheng, W., Machined Surface Analysis in High-Speed Dry Milling of Ti-6Al-4V Alloy with Coated Carbide Inserts, *Advanced Materials Research*, 325 pp. 412–417, 2011. <http://doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.325.412>.
- [15] Moussaoui, K., Mousseigne, M., Senatore, J., Chieragatti, R., Monies, F., Influence of milling on surface integrity of Ti6Al4V—study of the metallurgical characteristics: microstructure and microhardness, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 67 (5-8), pp. 1477–1489, 2013. <http://doi:10.1007/s00170-012-4582-5>.
- [16] Prat, D., Fromentin, G., Poulachon, G., Duc, E., Experimental analysis and geometrical modeling of cutting conditions effect in 5 axis milling with ti6al4v alloy, *Procedia CIRP*, 1 pp. 84–89, 2012. <http://doi:10.1016/j.procir.2012.04.013>.
- [17] Chen, X., Zhao, J., Li, Y., Han, S., Investigation on ball end milling of P20 die steel with cutter orientation, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, (59), pp. 885–898, 2012. <http://doi:10.1007/s00170-011-3565-2>.
- [18] Daymi, A., Boujelbene, M., Ben Amara, A., Bayraktar, E., Katundi, D., Surface integrity in high speed end milling of titanium alloy Ti-6Al-4V, *Materials Science and Technology*, 27 (1), pp. 387–394, 2011. <http://doi:10.1179/026708310X12738371692932>.
- [19] Hood, R., Johnson, C.M., Soo, S.L., Aspinwall, D.K., Sage, C., High-speed ball nose end milling of burn-resistant titanium (BuRTi) alloy, *International Journal of Computer Integrated Manufacturing*, 27 (2), pp. 139–147, 2014. <http://doi:10.1080/0951192X.2013.801563>.
- [20] Puerta, J.D., Bolle, B., Chevrier, P., Geandier, G., Tidu, A., Metallurgical study on chips obtained by high speed machining of a Ti – 6 wt .% Al – 4 wt .% V alloy, *Materials Science and Engineering A*, 453 pp. 469–474, 2007. <http://doi:10.1016/j.msea.2006.10.090>.
- [21] Sun, S., Brandt, M., Dargusch, M.S., Characteristics of cutting forces and chip formation in machining of titanium alloys, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49 pp. 561–568, 2009. <http://doi:10.1016/j.ijmachtools.2009.02.008>.
- [22] Tal-Gutelmacher, E., Eliezer, D., Hydrogen cracking in titanium-based alloys, *Journal of Alloys and Compounds*, 406 (July 2004), pp. 621–625, 2005. <http://doi:10.1016/j.jallcom.2005.02.098>.
- [23] Toh, C.K., Design, evaluation and optimisation of cutter path strategies when high speed machining hardened mould and die materials, *Materials and Design*, 26 pp. 517–533, 2005. <http://doi:10.1016/j.matdes.2004.07.019>.
- [24] Toh, C.K., Cutter path strategies in high speed rough milling of hardened steel, *Materials & Design*, 27 pp. 107–114, 2006. <http://doi:10.1016/j.matdes.2004.09.021>.

- [25] Bouzakis, K., Aichouh, P., Efstathiou, K., Determination of the chip geometry , cutting force and roughness in free form surfaces finishing milling , with ball end tools, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 43 pp. 499–514, 2003. [http://doi:10.1016/S0890-6955\(02\)00265-1](http://doi:10.1016/S0890-6955(02)00265-1).
- [26] Ozturk, E., Tunc, L.T., Budak, E., Investigation of lead and tilt angle effects in 5-axis ball-end milling processes, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49 (14), pp. 1053–1062, 2009. <http://doi:10.1016/j.ijmachtools.2009.07.013>.
- [27] Ko, T.J., Kim, H.S., Lee, S.S., Selection of the Machining Inclination Angle in High-Speed Ball End Milling, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 17 (3), pp. 163–170, 2001. <http://doi:10.1007/PL00003943>.
- [28] Erdim, H., Lazoglu, I., Ozturk, B., Feedrate scheduling strategies for free-form surfaces, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46 (7-8), pp. 747–757, 2006. <http://doi:10.1016/j.ijmachtools.2005.07.036>.
- [29] Aspinwall, D.K., Dewes, R.C., Ng, E.G., Sage, C., Soo, S.L., The influence of cutter orientation and workpiece angle on machinability when high-speed milling Inconel 718 under finishing conditions, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47 (12-13), pp. 1839–1846, 2007. <http://doi:10.1016/j.ijmachtools.2007.04.007>.
- [30] Daymi, A., Boujelbene, M., Linares, J.M., Bayraktar, E., Ben Amara, A., Influence of workpiece inclination angle on the surface roughness in ball end milling of the titanium alloy Ti-6Al-4V, *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, 35 (1), pp. 79–86, 2009.
- [31] Mhamdi, M., Boujelbene, M., Bayraktar, E., Zghal, A., Surface Integrity of Titanium Alloy Ti-6Al-4V in Ball end Milling, *Physics Procedia*, 25 (0), pp. 355–362, 2012. <http://doi:10.1016/j.phpro.2012.03.096>.
- [32] Ezugwu, E., Bonney, J., Dasilva, R., Cakir, O., Surface integrity of finished turned Ti-6Al-4V alloy with PCD tools using conventional and high pressure coolant supplies, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47 (6), pp. 884–891, 2007. <http://doi:10.1016/j.ijmachtools.2006.08.005>.
- [33] Lucca, D., Brinksmeier, E., Goch, G., Progress in Assessing Surface and Subsurface Integrity, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 47 (2), pp. 669–693, 1998. [http://doi:10.1016/S0007-8506\(07\)63248-X](http://doi:10.1016/S0007-8506(07)63248-X).
- [34] Quinsat, Y., Sabourin, L., Lartigue, C., Surface topography in ball end milling process: Description of a 3D surface roughness parameter, *Journal of Materials Processing Technology*, 195 (1-3), pp. 135–143, 2008. <http://doi:10.1016/j.jmatprotec.2007.04.129>.
- [35] Griffiths, B., *Manufacturing Surface Technology - Surface Integrity and Functional Performance*, Penton Press, London, 2011.
- [36] Czichos, H., Saito, T., Smith, L., *Springer Handbook of Metrology and Testing*, 2nd Editio, Springer, New York, 2011. <http://doi:10.1007/978-3-642-16641-9>.
- [37] Stout, K.J., *Development of Methods for the Characterisation of Roughness in*

- Three Dimensions, Penton Press, University of Huddersfield, 2004.
- [38] Moriwaki, T., Multi-functional machine tool, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 57 (2), pp. 736–749, 2008. <http://doi:10.1016/j.cirp.2008.09.004>.
- [39] Singh, N., *Systems Approach to Computer - Integrated Design and Manufacturing*, John Wiley & Sons, Inc., United States of America, 1996.
- [40] Kadir, A.A., Xu, X., Hämmerle, E., Virtual machine tools and virtual machining—A technological review, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 27 (3), pp. 494–508, 2011. <http://doi:10.1016/j.rcim.2010.10.003>.
- [41] Altintas, Y., Brecher, C., Weck, M., Witt, S., Virtual Machine Tool, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 54 (2), pp. 115–138, 2005.
- [42] Abdul Kadir, A., Xu, X., Towards High-Fidelity Machining Simulation, *Journal of Manufacturing Systems*, 30 (3), pp. 175–186, 2011. <http://doi:10.1016/j.jmsy.2011.04.004>.
- [43] Altintas, Y., Kersting, P., Biermann, D., Budak, E., Denkena, B., Lazoglu, I., Virtual process systems for part machining operations, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 63 (2), pp. 585–605, 2014. <http://doi:10.1016/j.cirp.2014.05.007>.
- [44] García Barbosa, J.A., Arroyo Osorio, J.M., Córdoba Nieto, E., Planificación del proceso de fresado de una pieza compleja utilizando una máquina herramienta virtual, *Ingeniería Mecánica*, 17 (3), pp. 281–287, 2014.
- [45] Radzevich, S., *Kinematic Geometry of Surface Machining*, CRC Press. Taylor & Francis Group, Boca Raton, 2008.
- [46] Maekawa, T., Patrikalakis, N.M., Interrogation of differential geometry properties for design and manufacture, *The Visual Computer*, 10 pp. 216–237, 1994.
- [47] Fagali de Souza, A., Diniz, A.E., Rodrigues, A.R., Coelho, R.T., Investigating the cutting phenomena in free-form milling using a ball-end cutting tool for die and mold manufacturing, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 71 (9-12), pp. 1565–1577, 2014. <http://doi:10.1007/s00170-013-5579-4>.
- [48] Toponogov, V.A., *Differential Geometry of Curves and Surfaces*, Birkhäuser Boston, New York, 2006.
- [49] Ramesh, R., Mannan, M.A., Poo, A.N., Error Compensation in Machine Tools - a review Part I: Geometric, Cutting Force induced and fixture depend errors, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 40 pp. 1235–1256, 2000. [http://doi:doi:10.1016/S0890-6955\(00\)00009-2](http://doi:doi:10.1016/S0890-6955(00)00009-2).
- [50] Dornfeld, D., Eun Lee, D., *Precision Manufacturing*, Springer, New York, 2008.
- [51] García Barbosa, J.A., Arroyo Osorio, J.M., Córdoba Nieto, E., Simulation and verification of parametric numerical control programs using a virtual machine tool, *Production Engineering*, 8 (3), pp. 1–7, 2014. <http://doi:10.1007/s11740-014-0534-2>.
- [52] Ginting, a., Nouari, M., Surface integrity of dry machined titanium alloys, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49 (3-4), pp. 325–332,

2009. <http://doi:10.1016/j.ijmachtools.2008.10.011>.
- [53] Quinsat, Y., Sabourin, L., Lartigue, C., Surface topography in ball end milling process: Description of a 3D surface roughness parameter, *Journal of Materials Processing Technology*, 195 (1-3), pp. 135–143, 2008. <http://doi:10.1016/j.jmatprotec.2007.04.129>.
- [54] Potomati, F., Giordani, E.J., Duarte, L.T., Alcântara, N.G. De, Bolfarini, C., Fatigue behavior and physical characterization of surface-modified Ti-6Al-4V ELI alloy by micro-arc oxidation, *Materials Research*, 15 (2), pp. 305–311, 2012. <http://doi:10.1590/S1516-14392012005000012>.
- [55] Tabachnikova, E.D., Bengus, V.Z., Podolskiy, A. V., Smirnov, S.N., Csach, K., Miskuf, J., et al., Microstructure features of failure and mechanical properties of ultra-fine grained Ti-6Al-4V ELI alloy at 300–77 K, *International Journal of Mechanics and Materials in Design*, 4 (2), pp. 189–195, 2008. <http://doi:10.1007/s10999-007-9036-0>.
- [56] Ginting, A., Nouari, M., Lebaal, N., A study of surface Integrity when machining refractory titanium alloys, *Advanced Materials Research*, 86 pp. 1059–1068, 2010. <http://doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.83-86.1059>.
- [57] Cheharon, C., Jawaid, A., The effect of machining on surface integrity of titanium alloy Ti-6% Al-4% V, *Journal of Materials Processing Technology*, 166 (2), pp. 188–192, 2005. <http://doi:10.1016/j.jmatprotec.2004.08.012>.
- [58] Li, R., Riester, L., Watkins, T., Blau, P., Shih, A., Metallurgical analysis and nanoindentation characterization of Ti-6Al-4V workpiece and chips in high-throughput drilling, *Materials Science and Engineering: A*, 472 (1-2), pp. 115–124, 2008. <http://doi:10.1016/j.msea.2007.03.054>.
- [59] Ibrahim, G.A., Che Haron, C.H., Ghani, J.A., The Effect of Dry Machinig on Surface Integrity of Titanium Alloy Ti-6Al-4V ELI, *Journal of Applied Sciences*, 9 (1), pp. 121–127, 2009.