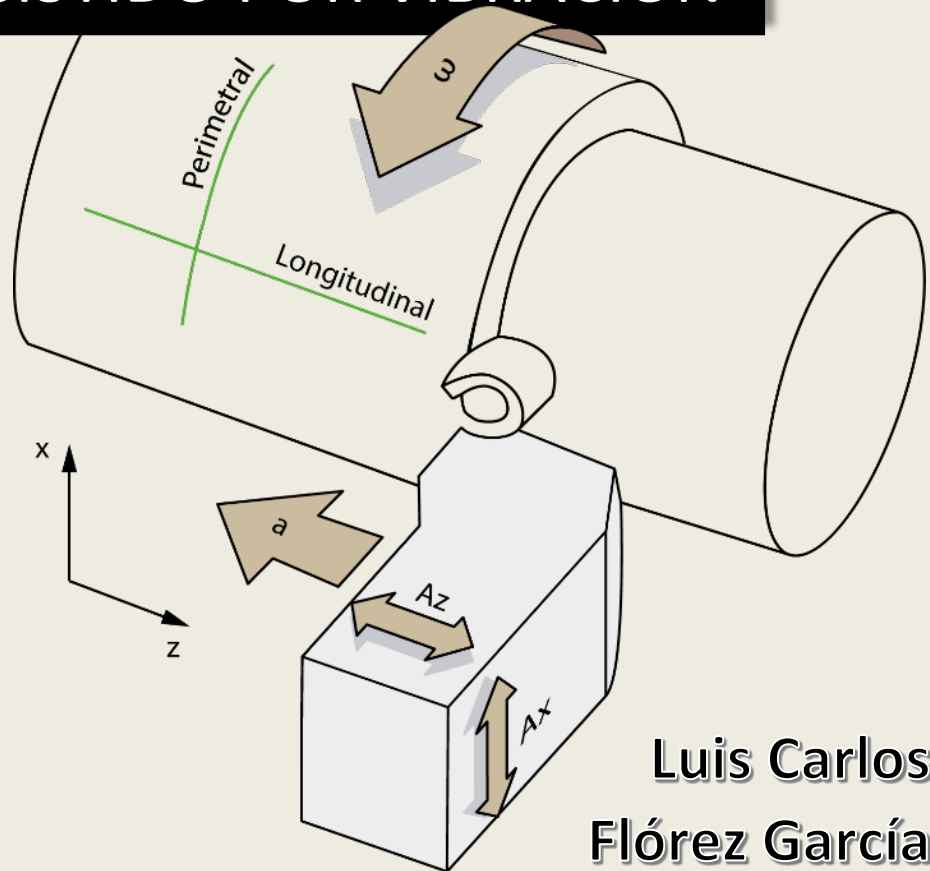


TESIS DOCTORAL

Presentada para optar al título de
Doctor por la Universitat Politècnica de Catalunya

ESTUDIO DEL MECANIZADO ASISTIDO POR VIBRACIÓN



Luis Carlos
Flórez García

Bajo la dirección de
Hernán Alberto González Rojas

Barcelona, 2020



UNIVERSITAT POLITÈCNICA
DE CATALUNYA
BARCELONATECH

Estudio del mecanizado asistido por vibración

Luis Carlos Flórez García

ADVERTIMENT La consulta d'aquesta tesi queda condicionada a l'acceptació de les següents condicions d'ús: La difusió d'aquesta tesi per mitjà del repositori institucional UPCommons (<http://upcommons.upc.edu/tesis>) i el repositori cooperatiu TDX (<http://www.tdx.cat/>) ha estat autoritzada pels titulars dels drets de propietat intel·lectual **únicament per a usos privats** emmarcats en activitats d'investigació i docència. No s'autoritza la seva reproducció amb finalitats de lucre ni la seva difusió i posada a disposició des d'un lloc aliè al servei UPCommons o TDX. No s'autoritza la presentació del seu contingut en una finestra o marc aliè a UPCommons (*framing*). Aquesta reserva de drets afecta tant al resum de presentació de la tesi com als seus continguts. En la utilització o cita de parts de la tesi és obligat indicar el nom de la persona autora.

ADVERTENCIA La consulta de esta tesis queda condicionada a la aceptación de las siguientes condiciones de uso: La difusión de esta tesis por medio del repositorio institucional UPCommons (<http://upcommons.upc.edu/tesis>) y el repositorio cooperativo TDR (<http://www.tdx.cat/?locale-attribute=es>) ha sido autorizada por los titulares de los derechos de propiedad intelectual **únicamente para usos privados enmarcados** en actividades de investigación y docencia. No se autoriza su reproducción con finalidades de lucro ni su difusión y puesta a disposición desde un sitio ajeno al servicio UPCommons No se autoriza la presentación de su contenido en una ventana o marco ajeno a UPCommons (*framing*). Esta reserva de derechos afecta tanto al resumen de presentación de la tesis como a sus contenidos. En la utilización o cita de partes de la tesis es obligado indicar el nombre de la persona autora.

WARNING On having consulted this thesis you're accepting the following use conditions: Spreading this thesis by the institutional repository UPCommons (<http://upcommons.upc.edu/tesis>) and the cooperative repository TDX (<http://www.tdx.cat/?locale-attribute=en>) has been authorized by the titular of the intellectual property rights **only for private uses** placed in investigation and teaching activities. Reproduction with lucrative aims is not authorized neither its spreading nor availability from a site foreign to the UPCommons service. Introducing its content in a window or frame foreign to the UPCommons service is not authorized (*framing*). These rights affect to the presentation summary of the thesis as well as to its contents. In the using or citation of parts of the thesis it's obliged to indicate the name of the author.



Escola Politècnica Superior
d'Enginyeria de Vilanova i la Geltrú

UNIVERSITAT POLITÈCNICA DE CATALUNYA

ESTUDIO DEL MECANIZADO ASISTIDO POR VIBRACIÓN

Tesis presentada por **Luis Carlos Flórez García**

para obtener el título de Doctor por la Universitat Politècnica de Catalunya

Dirigida por Hernán Alberto González Rojas

*Programa de Doctorado en Ingeniería Mecánica, Fluidos y Aeronáutica,
Departamento de Ingeniería Mecánica*

Barcelona, Febrero 2020

AGRADECIMIENTOS

En primer lugar, quiero agradecer a mi director de tesis Hernán Alberto González Rojas. Este trabajo ha sido posible gracias a su tiempo y dedicación, su paciencia a lo largo de este camino y su comprensión.

Gracias a mi esposa, la persona más importante en mi vida, por entenderme en todo, gracias a ella porque en todo momento fue un apoyo incondicional durante este ciclo de mi vida, en el cual hemos enfrentado y superado varios taches a lo largo de este camino. Mis sinceras gracias para mi pareja, nunca podré terminar de agradecerle por tantas ayudas.

A mis padres les agradezco por ser los principales promotores de mis sueños, gracias a ellos por confiar y creer en mí y en mis expectativas. Gracias a mi madre que sigue pensando en mí, yo sé que sí, sigues en mi mente todos los días. Gracias a mi padre, el guardián mis estudios, siempre a mi lado apoyándome, siempre atento.

Por aquellos queridos y amados que no he olvidado, Tiberio, Ivet, Alicia, Hernando y Ernestina, espero que siempre me sigan teniendo presente.

Gracias a mis peludos, hacen gran parte de mi vida.

Gracias a la Universidad Tecnológica de Pereira y a Colciencias, por darme la oportunidad de realizar mis estudios de Doctorado

Gracias a todas las personas que me apoyaron y creyeron en la realización de esta tesis.

TABLA DE CONTENIDO

Lista de Figuras	vii
Lista de Tablas	xiii
Nomenclatura	xv
Resumen	1
Abstract	3
Capítulo 1. Introducción	5
1.1. Objetivos.....	21
1.2. Alcance	21
1.3. organización.....	23
1.4. Publicaciones	24
1.5. Recapitulación	24
Capítulo 2. Acabado Superficial	27
2.1. Simulador topográfico.....	27
2.2. Resultados	30
2.3. Observaciones y conclusiones.....	39
2.4. Recapitulación	39

Capítulo 3.	Análisis de elementos finitos.....	41
3.1.	Modelo del mecanizado	42
3.1.1.	Ecuaciones que gobiernan la dinámica explícita	43
3.1.2.	Condiciones de corte del modelo 3D.....	43
3.1.1.	Condiciones de corte del modelo 2D.....	47
3.2.	Resultados y discusión	49
3.2.1.	Corte estacionario en 3D	49
3.2.2.	Corte ortogonal estacionario	53
3.2.3.	Corte dinámico ortogonal.....	57
3.3.	Observaciones y conclusiones	63
3.3.1.	Modelo 3D.....	64
3.3.2.	Modelo 2D.....	64
3.4.	Recapitulación.....	65
Capítulo 4.	Energía Específica de Corte, SCE.....	67
4.1.	Modelos de energía específica.....	67
4.1.1.	Potencia de corte, N_c	68
4.1.2.	Tasa de material removido, Q_w	69
4.2.	Validación del modelo estacionario por SCE	70
4.3.	Energía específica de corte para mecanizado dinámico. ...	72
4.3.1.	Velocidad de salida para VAM.....	72
4.3.2.	Fuerza de corte para VAM.....	72
4.3.3.	Energía específica de corte relativa.....	73

4.4.	Observaciones y conclusiones.....	74
4.5.	Recapitulación	75
Capítulo 5.	Experimentación, resultados y discusión.....	77
5.1.	Herramienta.....	77
5.1.1.	Tasa de material removido	80
5.1.2.	Fuerza de corte	82
5.1.3.	Análisis de resonancia	83
5.1.4.	Configuración del sistema eléctrico	88
5.2.	Configuración del experimento.....	91
5.3.	Resultados y discusión.....	94
5.4.	Observaciones y conclusiones.....	98
5.5.	Recapitulación	98
Capítulo 6.	Conclusiones, contribuciones del trabajo y futuras investigaciones.....	101
6.1.	Conclusiones.....	101
6.2.	Contribuciones a la investigación	102
6.3.	Futuras investigaciones	103
Bibliografía	107

LISTA DE FIGURAS

<i>Número de Figura</i>	<i>Página</i>
Figura 1.1 Torneado asistido por vibración VAM. _____	6
Figura 1.2 (a) Parámetros de corte en un mecanizado ortogonal; (b) movimientos relativos de la herramienta de corte. _____	8
Figura 1.3. Sistema típico de VAM-1D utilizando un generador ultrasónico [10]. _____	9
Figura 1.4. Sistema resonante de VAM-2D [15] _____	10
Figura 1.5 Sistema no resonante de VAM-2D, desarrollado en North Carolina State University [3]. _____	11
Figura 1.6 Distribución de la temperatura para diferentes materiales y modelos de un corte ortogonal en FEM [21]. _____	12
Figura 1.7 Variación de la fuerza promedio vs la variación de: (a) Amplitud de la vibración, (b) Frecuencia de vibración [26]. _____	13
Figura 1.8 Topografía superficial 3D de un mecanizado utilizando (a) MC (b) VAM [27]. _____	14
Figura 1.9 Comparación entre el simulador topografico y los datos experimentales. (a) Corte a 600 mm/min, (b) Corte a 900 mm/min [30] _____	15
Figura 1.10 Consumo y precio de la energía en Europa [32]. _____	16
Figura 1.11 Configuración para obtener la potencia total consumida [56]. _____	19

Figura 1.12 Configuración para obtener la potencia de corte [57].	20
Figura 1.13 Estructura del estudio del torneado asistido por vibración.	22
Figura 2.1 Simulación de un mecanizado. (a) Sección transversal polar. (b) Sección transversal cartesiana. (c) Sección longitudinal	29
Figura 2.2 Sección de 200x200 μm de superficie maquinada.	30
Figura 2.3 Parámetros de rugosidad para cortes de f/n entre 1197 y 1199. (a) Distancia máxima pico valle. (b) Rugosidad media.	32
Figura 2.4 Puntos de corte estudiados.	33
Figura 2.5 Simulación de corte para el punto 2, $f/n = 1198.0$. (a) Sección transversal cartesiana. (b) Sección longitudinal. (c) Sección de 200x200 μm de superficie maquinada del Punto 2.	35
Figura 2.6 Simulación de corte para el punto 3, $f/n = 1198.464$. (a) Sección transversal cartesiana. (b) Sección longitudinal. (c) Sección de 200x200 μm de superficie maquinada del Punto 3.	37
Figura 2.7 Simulación de corte para el punto 4, $f/n = 1198.5$. (a) Sección transversal cartesiana. (b) Sección longitudinal. (c) Sección de 200x200 μm de superficie maquinada del Punto 4.	38
Figura 3.1 Dimensiones del modelo 3D.	44
Figura 3.2 Propiedades de la simulación: (a) Condiciones de frontera. (b) Distribución de la malla en el modelo.	45
Figura 3.3 Condiciones de frontera y malla representativa del corte ortogonal modelado en FEM.	48
Figura 3.4 Esfuerzo de von Mises en MPa del corte convencional: (a) modelo virtual 3D, (b) comportamiento del esfuerzo máximo a través del tiempo de simulación.	50
Figura 3.5 Temperatura del torneado 3D en grados Celsius desde diferentes puntos de vista.	51

Figura 3.6 Temperatura en grados Celsius del modelo 3D, (a) temperatura máxima a través del tiempo, (b) temperatura media en la zona de corte. _____	52
Figura 3.7 Comparación entre el comportamiento de la viruta de un AISI 1045 a una profundidad de corte de 1 mm experimental [74] y modelada en FEA. _____	53
Figura 3.8 Modelo numerico de corte ortogonal estacionario: (a) esfuerzo de von Mises, (b) zona cortante primaria, (c) distribución del esfuerzo cortante, (d) tasa de deformación cortante, y (e) temperatura. _____	54
Figura 3.9 Fuerzas de corte convencional simuladas por FEM. _____	56
Figura 3.10 Fuerzas horizontales F_x y verticales F_y de VAM-1Dx a 10, 20, 30 y 40 kHz. _____	58
Figura 3.11 Esfuerzos de von Mises de VAM 1Dy a 10 kHz. _____	59
Figura 3.12 Fuerzas de VAM-2D elíptico a 10, 20, 30 y 40 kHz. _____	60
Figura 3.13 Comportamiento del ciclo de trabajo para diferentes frecuencias de vibración usando VAM-1Dx y VAM-2D. _____	62
Figura 3.14 Fuerza media y pico vs frecuencia para VAM-1Dx y VAM-2D. _____	63
Figura 4.1 Variables del corte ortogonal para determinar SCE. _____	69
Figura 4.2 Zona cortante primaria y fibra para análisis de velocidad. _____	69
Figura 4.3 Variación de la velocidad de la fibra durante un periodo de vibración. _____	72
Figura 4.4 Componente X de las fuerzas en un corte por vibración: (a) Comportamiento oscilatorio (b) valor medio de la fuerza durante un periodo de vibración. _____	73
Figura 4.5 Energía especifica de corte relativa vs Frecuencia para VAM-1Dx y VAM-2D. _____	74

Figura 5.1 Herramienta resonante asistida con vibración, desarrollada por Zaroual [82].	78
Figura 5.2 Dirección de vibración de la herramienta: (a) En dirección del avance, propuesta por Zaroual [82], (b) vibración propuesta en este estudio.	79
Figura 5.3 Flujo a través de un área.	80
Figura 5.4 Sección de área, AC , asociada a la tasa de material removido en cilindrado por torno.	81
Figura 5.5 Convergencia del análisis de frecuencia por FEM, para la herramienta trabajando en vacío.	84
Figura 5.6 Condiciones de frontera y mallado de los modelos planteados.	84
Figura 5.7 Desplazamiento en mm de los primeros dos modos propios del modelo de herramienta sin imanes	85
Figura 5.8 Deformación del sistema vs frecuencia para el modelo sin imán.	86
Figura 5.9 Desplazamiento en mm de los primeros dos modos propios del modelo de herramienta con imanes	87
Figura 5.10 Deformación del sistema vs frecuencia para el modelo con imán.	88
Figura 5.11 Circuito eléctrico equivalente de la herramienta [82]	88
Figura 5.12 Variación del cociente I/E vs frecuencia para el modelo sin imán y con imán.	91
Figura 5.13 Montaje para la medición de la energía específica consumida.	93
Figura 5.14 Variación de la energía consumida durante el torneado.	94

Figura 5.15 Variación de la energía específica consumida respecto a la profundidad de corte. _____	95
Figura 5.16 Variación de la energía específica consumida respecto a la velocidad de corte. _____	96
Figura 5.17 Energía específica consumida relativa para profundidad de corte de 0.1 y 0.2 mm _____	97
Figura 5.18 Energía específica consumida relativa del acero S235 para velocidad de corte de 38.4 y 61.9 m/min _____	97

LISTA DE TABLAS

<i>Número de Tabla</i>	<i>Página</i>
Tabla 2.1 Características de mecanizado. _____	28
Tabla 2.2 Características de mecanizado, variando la frecuencia. _____	31
Tabla 2.3 Características de rugosidad de cada corte. _____	34
Tabla 3.1 Propiedades mecánicas y parámetros de torneado para los aceros AISI 1045 y S235. _____	45
Tabla 3.2 Parámetros de la ecuación constitutiva de Jhonson-Cook que definen el comportamiento plástico de los aceros AISI 1045 y S235. _____	46
Tabla 3.3 Parámetros de la ecuación de falla de Jhonson-Cook que definen la fractura del acero AISI 1045. _____	47
Tabla 3.4 Parámetros de vibración para diferentes modos de mecanizado asistido por vibración (VAM). 1D – una dirección; 2D – dos direcciones. _____	48
Tabla 3.5 Parámetros de corte de experimentación y simulación numerica de un proceso de corte ortogonal estacionario. _____	57
Tabla 4.1 Parámetros de corte de experimentación y simulación numerica de procesos de corte ortogonal estacionario con la SCE. _____	71
Tabla 5.1 Fuerza de corte a diferentes parámetros de mecanizado. _____	83
Tabla 5.2 Composición química del acero S235 y C45E. _____	92

Tabla 5.3 Propiedades mecánicas del acero S235 y C45E. _____ 92

Tabla 5.4 Parámetros de mecanizado de los ensayos realizados. _____ 93

NOMENCLATURA

Parámetro	Definición	Unidades
a	Espesor de la viruta	mm
a_0	Espesor de la viruta sin deformar	mm
A	Esfuerzo inicial de fluencia	MPa
A_x	Amplitud de la vibración en el eje x	μm
A_z	Amplitud de la vibración en el eje z	μm
α	Zona cortante primaria	-
α_T	Coefficiente de dilatación térmica	$^{\circ}\text{C}^{-1}$
b	Espesor de la banda cortante	mm
B	Constante de endurecimiento	MPa
β	Desfase angular	Rad
C	Coefficiente de la tasa de distorsión	-
C_p	Calor específico	$\text{J}/\text{kg}\cdot^{\circ}\text{C}$
D	Densidad	kg/m^3
E	Módulo de Young	GPa
$\dot{\epsilon}$	Tasa de deformación unitaria	s^{-1}
$\dot{\epsilon}_0$	Tasa de deformación unitaria inicial	s^{-1}
f	Avance de la herramienta	mm/rev
f_0	Frecuencia de vibración	kHz
F_c	Fuerza de corte	N
ξ	Relación de compresión	-
L_i	Longitud de segmento	mm
m	Coefficiente de ablandamiento térmico	-

ESTUDIO DEL MECANIZADO ASISTIDO POR VIBRACIÓN

Parámetro	Definición	Unidades
n	Coficiente de endurecimiento por deformación	-
N_C	Potencia de corte	W
P_{EA}	Potencia eléctrica activa	W
Q_W	Tasa de material removido	mm ³ /s
R_a	Rugosidad media lineal	μm
R_{ay}	Rugosidad media en la dirección perimetral del cilindro, eje y	μm
R_{az}	Rugosidad media en la dirección axial del cilindro, eje z	μm
R_t	Rugosidad máxima pico valle lineal	μm
R_{ty}	Rugosidad máxima pico valle en la dirección perimetral del cilindro, eje y	μm
R_{tz}	Rugosidad máxima pico valle en la dirección axial del cilindro, eje z	μm
RSCE	Energía específica de corte relativa	-
S_a	Rugosidad media sobre una superficie	μm
S_t	Altura máxima pico valle de una superficie	μm
SCE	Energía específica de corte	W·s/mm ³
SEC	Energía específica consumida	W·s/mm ³
T_{melt}	Temperatura de fundición	°C
T_{room}	Temperatura del espacio de ensayo	°C
V_a	Velocidad de avance	m/min
V_C	Velocidad de corte	m/min
V_i	Componente normal de la velocidad de cada segmento	mm/s
V_o	Velocidad de salida de la viruta	m/min
ϕ	Angulo del plano cortante	°

RESUMEN

El objetivo de este trabajo es analizar la influencia de la vibración asistida, VAM, en el proceso de torneado de acero. Inicialmente se estudia el acabado superficial generado en un cilindrado por torno, por medio de un software de intersección geométrica elaborado en lenguaje de programación Pascal. Se calcula la rugosidad media y máxima de manera tanto lineal como superficial para diferentes parámetros de corte. La conclusión es que el sincronismo entre la frecuencia de vibración y la velocidad del husillo del torno reducen la rugosidad en la topografía superficial del material. Sin embargo, los valores de los parámetros de mecanizado no son fáciles de establecer para generar el sincronismo en un torno convencional.

Luego, se analiza el VAM por medio del método de elementos finitos, FEM, utilizando dinámica explícita en el software comercial ANSYS. Se plantea y valida el modelo 2D para las condiciones de torneado convencional, este modelo se utiliza como base para el estudio de vibración asistida simulando bajo diferentes condiciones de frecuencia y oscilación de la herramienta. Se concluye que el corte asistido por vibración reduce el valor de la fuerza media utilizada en el corte.

A continuación, se estudia la eficiencia energética del torneado con VAM, utilizando como indicador de evaluación la energía específica de corte, SCE, en los modelos asistidos por vibración en FEM. Este indicador es de uso común en el estudio de mecanizados y por tanto es utilizado como una de las variables de validación del modelo de torneado convencional. Se realiza una comparación por medio de la energía específica de corte relativa entre un mecanizado utilizando VAM y un corte convencional. Se concluye

que el mecanizado por VAM es más eficiente energéticamente y que lo es aún más si vibra en la dirección de la velocidad de corte.

Después, se realiza la experimentación del torneado lineal utilizando una nueva herramienta resonante que vibra en la dirección de corte, para ello, se configura el circuito de la bobina para trabajar en resonancia con la herramienta. La bobina hace vibrar la herramienta en su segundo modo natural y esta oscila en la dirección de la velocidad de corte. Luego, se realizan los ensayos en el torno, se mide la energía consumida por el torno, la tasa de material removido y se calcula la energía específica consumida. Finalmente, se analizan los resultados y se concluye que el uso del VAM reduce la energía específica consumida en la aleación de acero S235 un promedio de 13% y en el C45E un 9%.

Palabras clave: *vibración asistida, mecanizado, energía específica de corte, energía específica consumida, método de elementos finitos, acabado superficial.*

ABSTRACT

The objective of this work is to analyze the influence of assisted vibration, VAM, in the process of turning steel. Initially, the surface finish generated in a lathe displacement is studied utilizing a geometric intersection software developed in Pascal programming language. The average and maximum roughness are calculated both linearly and superficially for different cutting parameters. The conclusion is synchronism between the vibration frequency and lathe spindle's speed reduce the roughness in the surface topography of the material. However, the values of the machining parameters are not easy to establish to generate synchronism on a conventional lathe.

Then, the VAM is analyzed by means of the finite element method, FEM, using explicit dynamics in the commercial software ANSYS. The 2D model is proposed and validated for conventional turning conditions; this model used as the basis for the study of assisted vibration simulating under different conditions of frequency and oscillation of the tool. It concluded that vibration assisted cutting reduces the value of the average force used in the cut.

Next, the energy efficiency of VAM turning is studied, using the specific cut-off energy, SCE, in the models assisted by vibration in EMF as an evaluation indicator. This indicator commonly used in the study of machining and therefore used as one of the validation variables of the conventional turning model. A comparison made through the specific relative cutting energy between machining using VAM and conventional cutting. It concluded that the machining by VAM is more energy-efficient

than conventional machining, that it is even more if it vibrates in the direction of the cutting speed.

Then, the experimentation of the linear turning carried out using a new resonant tool that vibrates in the cutting direction; for this, the coil circuit configured to work in resonance with the tool. The coil vibrates the tool in its second natural mode and it oscillates in the direction of the cutting speed. Then proceed to carry out the tests on the lathe, the energy consumed by the lathe, the rate of material removed and the specific energy consumed is calculated. Finally, the results are analyzed and it concluded that the use of VAM reduces the specific energy consumed in the S235 alloy by an average of 13% and in the C45E 9%.

Keywords: *assisted vibration, machinability, specific cutting energy, specific energy consumed, finite element method, surface finishing.*

Capítulo 1. INTRODUCCIÓN

Los primeros tornos reportados se utilizaron desde 1818 [1], pero su uso sigue vigente y es uno de los procesos de desbaste de material más utilizados en la manufactura de elementos mecánicos. El torneado se realiza al rotar una pieza cilíndrica a la cual se aproxima una herramienta de corte. El contacto entre la herramienta y la pieza tiene como objeto retirar el material en forma de viruta. La herramienta avanza paralela al eje de la pieza a mecanizar. Es fácil de inferir que son variables del proceso de torneado los materiales, las dimensiones, la velocidad de corte, el avance, la velocidad de giro, entre otras.

El mecanizado por torno como proceso básico de manufactura se ha integrado en la filosofía Industry 4.0. Esto se logra incorporando al torno convencional componentes específicos como una red de sensores, adquisición de señales, entre otros; lo que permite conocer las condiciones del mecanizado en cada etapa, incluyendo diagnósticos de falla y predicciones. [2]. La Industry 4.0 tiene como concepto principal la descentralización del proceso de producción [3], pero no deja atrás la virtualización de las maquinas herramientas y la modernización del proceso [4]. En este estudio, la modernización del proceso de torneado se realiza al incorporar el mecanizado asistido por vibración (VAM, por sus siglas en inglés Vibration-Asisted Machining). Se puede considerar el VAM como una alteración del movimiento rectilíneo de la herramienta de corte convencional, en el cual la herramienta se mueve en uno o dos ejes, ver Figura 1.1.

El VAM hace uso de vibración con amplitud de tamaño micro y frecuencia ultrasónica sobre la herramienta la que induce diferentes tipos de desplazamientos a lo largo del cilindrado. Estos desplazamientos de

movimiento oscilante producen fuerzas de corte oscilatoria. En comparación con el mecanizado convencional (MC), el VAM mejora las propiedades del acabado superficial [5], reduce las fuerzas de corte [6] e incrementa la vida de la herramienta [7]. Debido a las propiedades descritas, este tipo de mecanizado asistido es utilizado indistintamente con herramienta de diamante [8], micro herramientas para corte de alambre [9], herramientas convencionales [10], y mecanizados de dimensiones micro y nano [11].

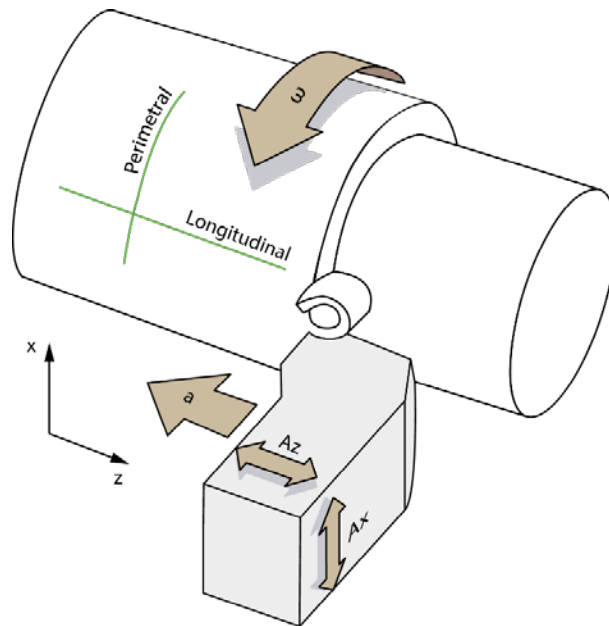


Figura 1.1 Torneado asistido por vibración VAM.

Generalmente, el VAM es estudiado en una dirección (VAM-1D) [12], también en dos direcciones (VAM-2D) [11]. El VAM-1D vibra en la dirección del eje axial del material o en la dirección del corte de la herramienta. El VAM-2D vibra simultáneamente en las dos direcciones descritas en VAM-1D, describiendo un movimiento elíptico. Este movimiento fue propuesto inicialmente por Shamoto et al en 1994 [13]. Una representación ortogonal de los movimientos relativos de la herramienta bajo VAM se muestra en la Figura 1.2. Esta aproximación ortogonal del cilindrado considera las variables de velocidad de corte V_c , profundidad de pasada que corresponde al avance a_o , profundidad de corte

que es una magnitud perpendicular al plano de corte, espesor de viruta a , velocidad de salida de viruta V_o y la fuerza de corte F_c .

La ecuación que rige el movimiento oscilatorio de la herramienta en un eje, se muestra en (1.1)

$$\begin{aligned} \text{VAM-1D}_z & \left\{ \begin{array}{l} z(t) = A_z \text{sen}(2\pi f_0 t) - v_c t \\ x(t) = 0 \end{array} \right. \\ \text{VAM-1D}_x & \left\{ \begin{array}{l} z(t) = -v_c t \\ x(t) = A_x \text{sen}(2\pi f_0 t) \end{array} \right. \end{aligned} \quad (1.1)$$

donde A_x y A_y son las amplitudes de vibración en cada eje y f_0 es la frecuencia de oscilación de la herramienta.

En el VAM-2D la trayectoria de la herramienta forma una elipse con amplitud A_x y A_y en la dirección x e y respectivamente, ambas direcciones vibran a la misma frecuencia f_0 pero con un desfase β en la dirección horizontal como lo muestran las ecuaciones (1.2).

$$\text{VAM-2D} \left\{ \begin{array}{l} z(t) = A_z \text{Sen}(2\pi f_0 t + \beta) - v_c t \\ x(t) = A_x \text{Sen}(2\pi f_0 t) \end{array} \right. \quad (1.2)$$

La velocidad y aceleración del movimiento de la herramienta se encuentra derivando respecto del tiempo las ecuaciones de posición (1) y (2) para cada vibración.

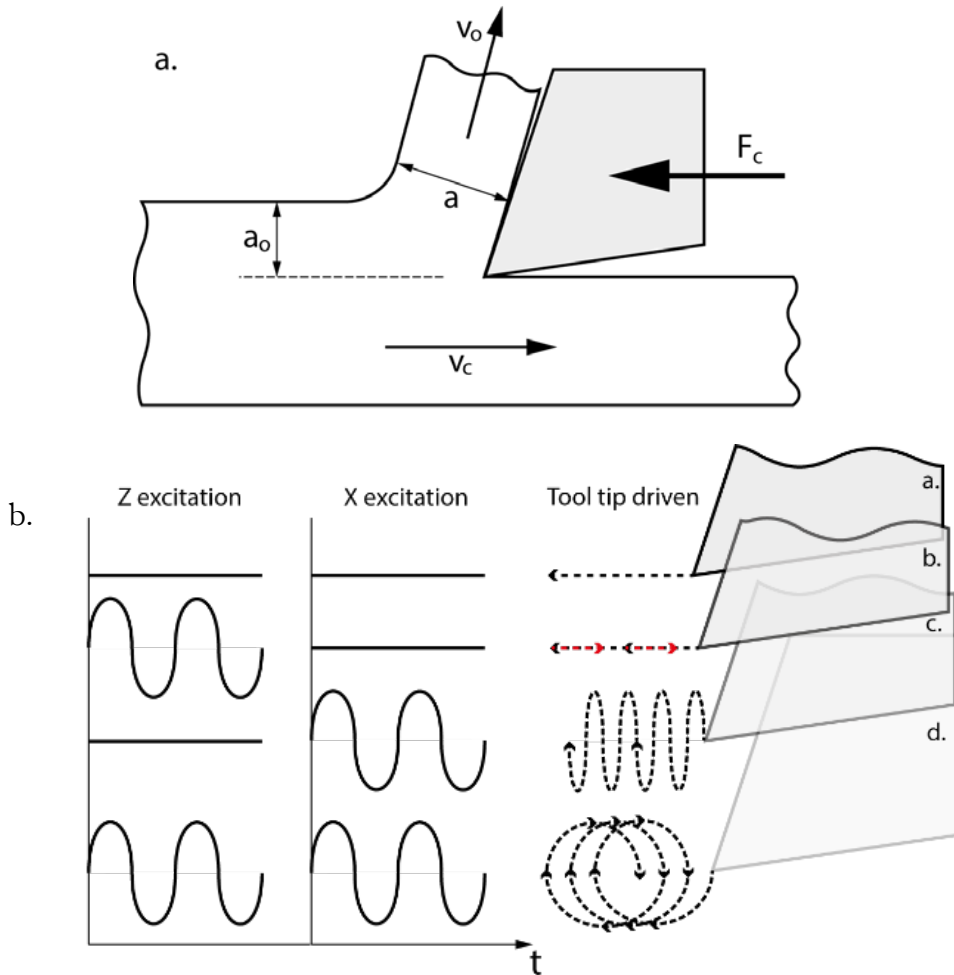


Figura 1.2 (a) Parámetros de corte en un mecanizado ortogonal; **(b)** movimientos relativos de la herramienta de corte.

Para reproducir este tipo de movimiento en la herramienta de corte se utilizan sistemas resonantes que son los más comunes en VAM [10]; están compuestos de actuadores piezoeléctricos o magneto restrictivos. Estos elementos crean un movimiento armónico oscilante de alta frecuencia y baja amplitud. Un sistema típico de corte por VAM-1D se puede observar en la Figura 1.3, consta de un cuerno ultrasónico, o sonotrodo, que amplifica el movimiento ultrasónico. La herramienta de corte se une al final del cuerno y se alinea de acuerdo al movimiento de vibración. Tienden a

operar a frecuencias discretas de 20 a 40 kHz aproximadamente, usualmente con amplitudes entre los 3 y 20 μm . Estos generadores ultrasónicos son sistemas altamente resonantes y con posibilidad de operar a diferentes regímenes de amplitud. Habitualmente, estos sistemas producen inestabilidades en el movimiento de la herramienta afectando la rugosidad superficial, para evitarlo se desarrolló un sistema de control “autoresonante” [14]. Este control usa la posición de la herramienta provocada por el generador ultrasónico y la velocidad de alimentación para dinámicamente establecer una frecuencia de resonancia óptima a las circunstancias de mecanizado. La aplicación de este sistema de control mejora en aproximadamente un 50% el acabado superficial cuando se compara con un sistema sin un control autoresonante.

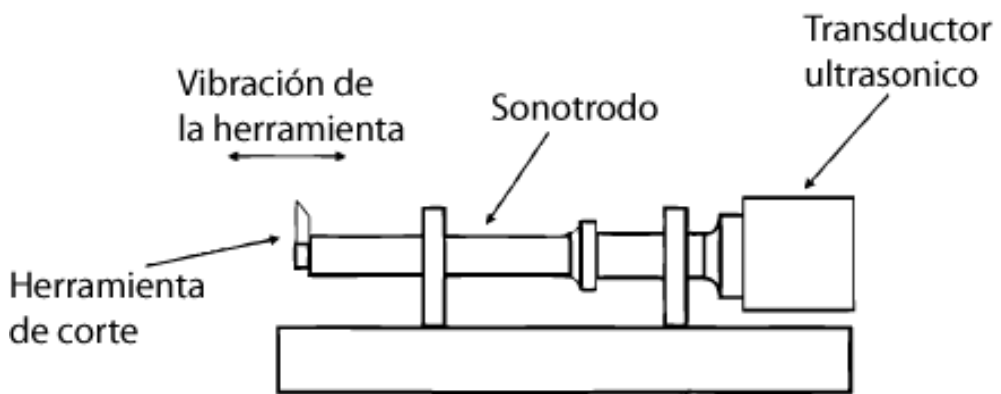


Figura 1.3. Sistema típico de VAM-1D utilizando un generador ultrasónico [10].

Un ejemplo de sistema resonante 2D [15] se muestra en la Figura 1.4, el cual funciona con actuadores piezoeléctricos sujetos a las caras de la estructura del porta herramienta con que son activados en pares opuestos para generar la flexión, y se sujeta en los puntos nodales de la vibración. El sistema trabaja en un rango de 20-40 kHz a una amplitud máxima de 15 μm . También se ha probado esta herramienta con una tercera dimensión [16].

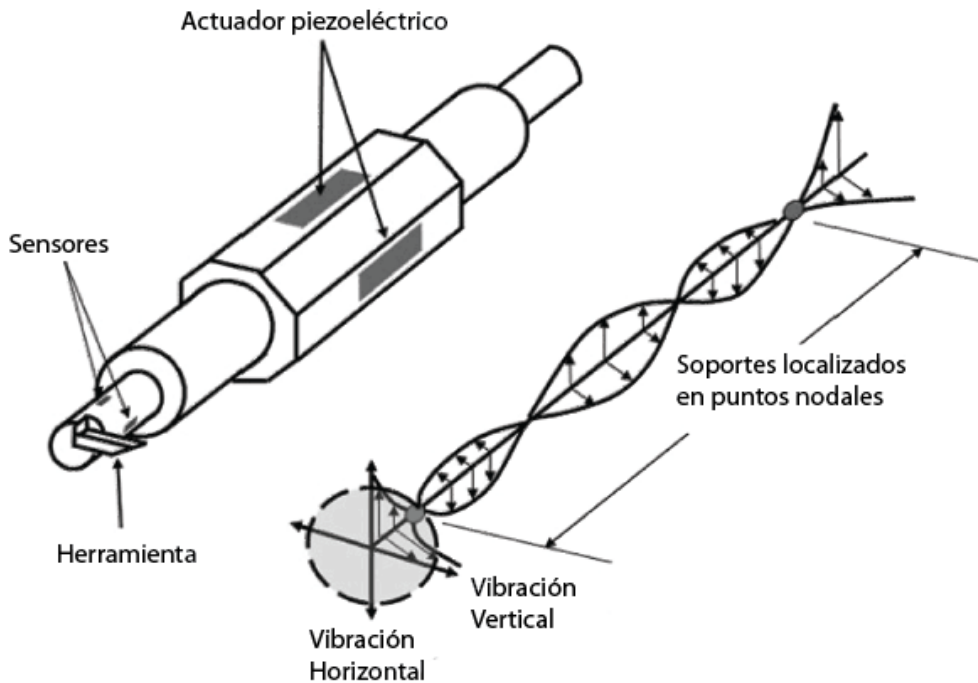


Figura 1.4. Sistema resonante de VAM-2D [15]

Sistemas no resonantes 2D son aquellos que aplican a los actuadores piezoeléctricos señales senoidales de voltaje. Estas señales hacen que se extienda y se retraiga la herramienta a una frecuencia menor que la frecuencia natural de primer orden del sistema. El movimiento lineal del piezoeléctrico es convertido a un movimiento elíptico por medio de una conexión mecánica.

En la Figura 1.5 se presenta un sistema no resonante 2D desarrollado en North Carolina State University, esta herramienta cuenta con dos actuadores piezoeléctricos situados paralelamente y alimentados por señales de voltaje senoidal desfasada. Se convierte el movimiento lineal en movimiento elíptico por medio de la barra tensora precargada y el pivote. Un modelo matemático del VAM realizado por estas herramientas describe solo el movimiento de la herramienta, ignorando si es un sistema resonante o no.

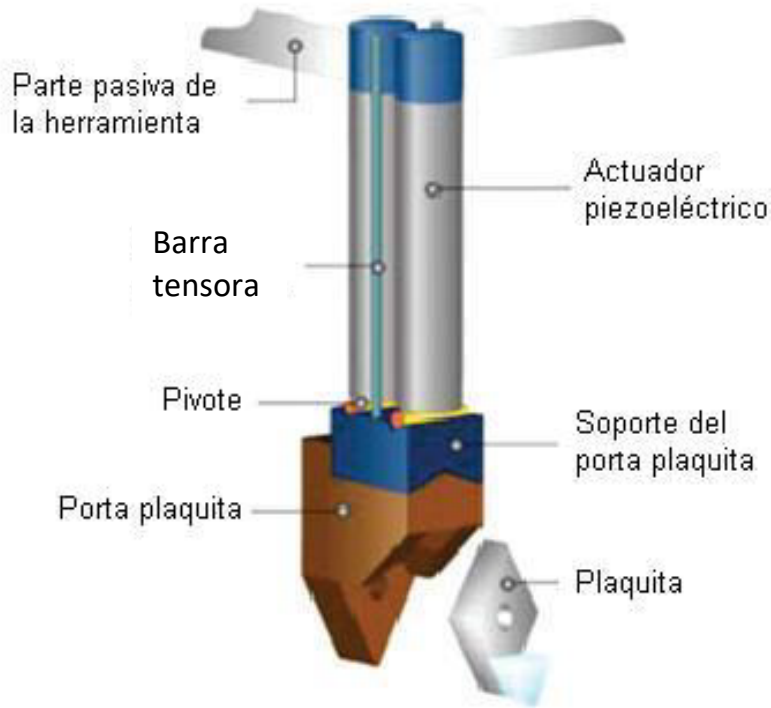


Figura 1.5 Sistema no resonante de VAM-2D, desarrollado en North Carolina State University [3].

Desde hace dos décadas la comunidad científica hace uso de la simulación de elementos finitos (FEM, Finite Element Method) en el modelado de procesos de mecanizado con arranque de viruta y en el conformado por deformación plástica, trefilado y laminado [17]. La creación de modelos virtuales basada en FEM forma parte de la filosofía de la Industria 4.0 [18]. El análisis con FEM permite estudiar el mecanizado de forma local, la transición entre el estado de deformación elástica y plástica, obteniendo información que es difícil de adquirir de forma experimental [19]. El análisis por medio del modelado con FEM ayuda a entender los complejos fenómenos que se presentan en la zona de corte [20] y la generación de modelos virtuales necesarios para la Industria 4.0. El FEM ha sido usado por diferentes autores para estudiar el proceso del mecanizado ortogonal (2D) estacionario, obteniendo información de la morfología de la viruta, la temperatura en la zona de corte [21]. Como se aprecia en la Figura 1.6, los esfuerzos [22], el comportamiento de la

herramienta y la formación de rebaba [23]. El FEM también ha sido usado para estudiar el mecanizado asistido con vibración en torno.

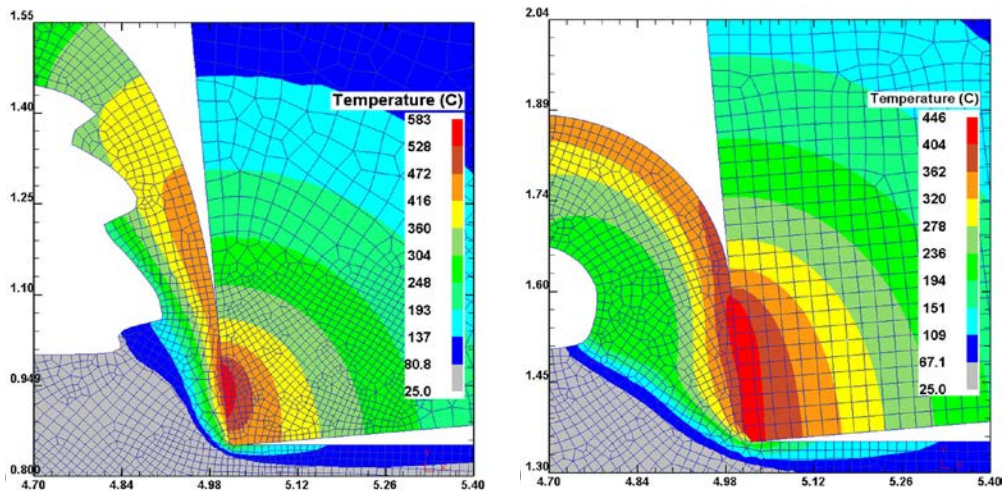


Figura 1.6 Distribución de la temperatura para diferentes materiales y modelos de un corte ortogonal en FEM [21].

Los trabajos en el tema de corte oscilatorio comprenden el modelado empírico, predictivo y computacional [24]. Generalmente el modelamiento del VAM se realiza por medio de modelos empíricos, tanto VAM-1D [12] como VAM-2D [11]. Al comparar los modelos empíricos, predictivos y computacionales (FEM), se concluye que estos últimos tienen un menor error en la predicción de la fuerza cuando el mecanizado es un VAM-2D [10].

En cuanto al modelado computacional, son pocos los trabajos con FEM aplicados al VAM, en todos los trabajos encontrados hasta la fecha, las simulaciones son planas y tratan el problema como un proceso de corte ortogonal en el que la herramienta se mueve en el plano, ya sea en una o dos direcciones. En este último caso se habla de movimiento elíptico, como ocurre en el trabajo de corte por diamante con vibración ultrasónica [8]. Dali et al. [25] realizan el modelo por FEM de un corte ortogonal VAM-

1D con vibración de la herramienta en la dirección de la velocidad de avance. Otros trabajos de VAM-2D, con movimiento elíptico en la herramienta, estudian el comportamiento del corte bajo diferentes frecuencias y amplitudes de movimiento. La comparación de las fuerzas entre el mecanizado dinámico y el mecanizado estacionario, como se aprecia en Figura 1.7, muestran que las fuerzas dinámicas medias se reducen un 80,17 y 81,1% [26].

A pesar de la gran cantidad de estudios con FEM, todavía se deben realizar grandes esfuerzos para comprender la complejidad del proceso de mecanizado en relación con la no linealidad del material, la geometría del corte, el mecanismo de falla del material y la temperatura en la zona de corte [3]. En lo que respecta al acabado superficial no se encuentran trabajos simulados por FEM, se cree que es debido a la discretización del cuerpo y por tanto a la imprecisión de los resultados.

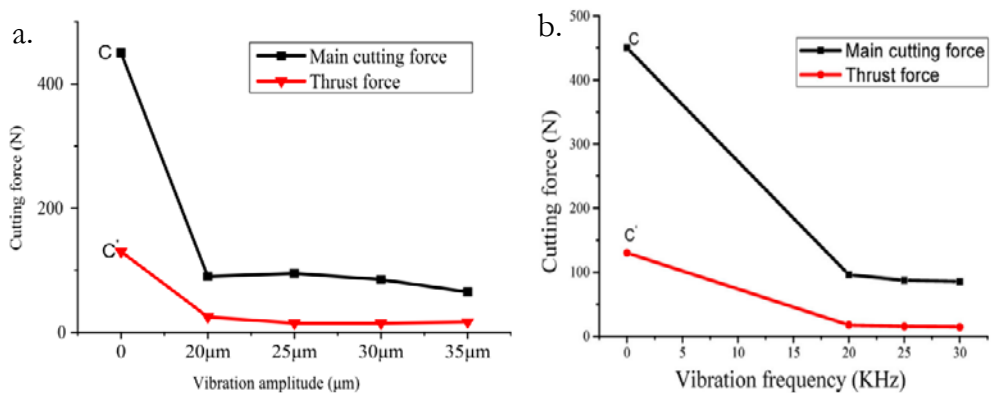


Figura 1.7 Variación de la fuerza promedio vs la variación de: **(a)** Amplitud de la vibración, **(b)** Frecuencia de vibración [26].

Son pocos los estudios de acabado superficial relacionados con torneado por VAM. Lotfi et al realizan torneado VAM-1D por medio de sonotrodo y registran reducciones en los picos y valles al compararlos con el acabado superficial de un torneado convencional [27], ver Figura 1.8. Torneados

VAM-1D de baja frecuencia también mejoran las propiedades del acabado superficial, logrando una reducción de altura pico-valle [28]. Los torneados VAM-2D se realizan con movimientos de la herramienta en la dirección del avance o en dirección radial. Dependiendo de esta dirección el torneado por VAM-2D es llamado corte o texturizado elíptico respectivamente, ambos casos presentan reducción de la topografía superficial [29]. El estudio de torneado asistido por vibración elíptica de doble frecuencia utilizando VAM-2D, realizado por Zhou et al [7], constata la mejora del acabado superficial con respecto al mecanizado convencional.

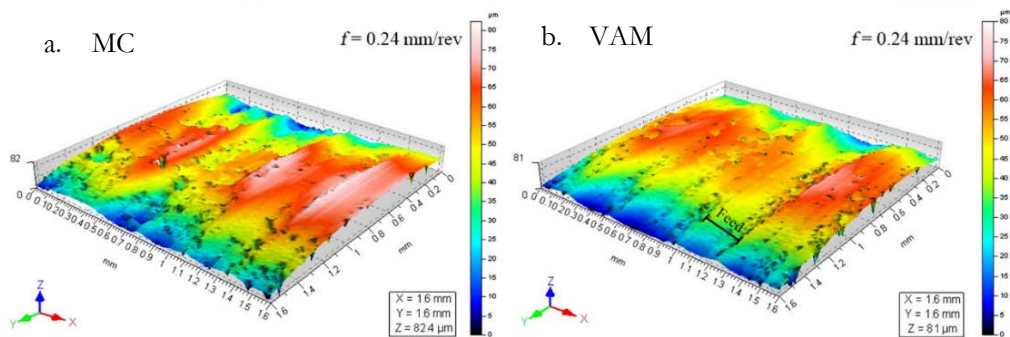


Figura 1.8 Topografía superficial 3D de un mecanizado utilizando (a) MC (b) VAM [27].

El análisis de la topografía superficial generada por procesos de desprendimiento de material con VAM, diferentes al torneado, llegan a conclusiones similares a las descritas anteriormente. Kurniawan et al. [30] presentan un modelo matemático para determinar el acabado superficial de un ranurado utilizando VAM-2D, concluyendo que se reduce la rugosidad superficial y las fuerzas de corte, ver Figura 1.9. El fresado VAM-2D ha sido utilizado para lograr un acabado superficial tipo espejo [16], reportándose mejoras en la rugosidad superficial.

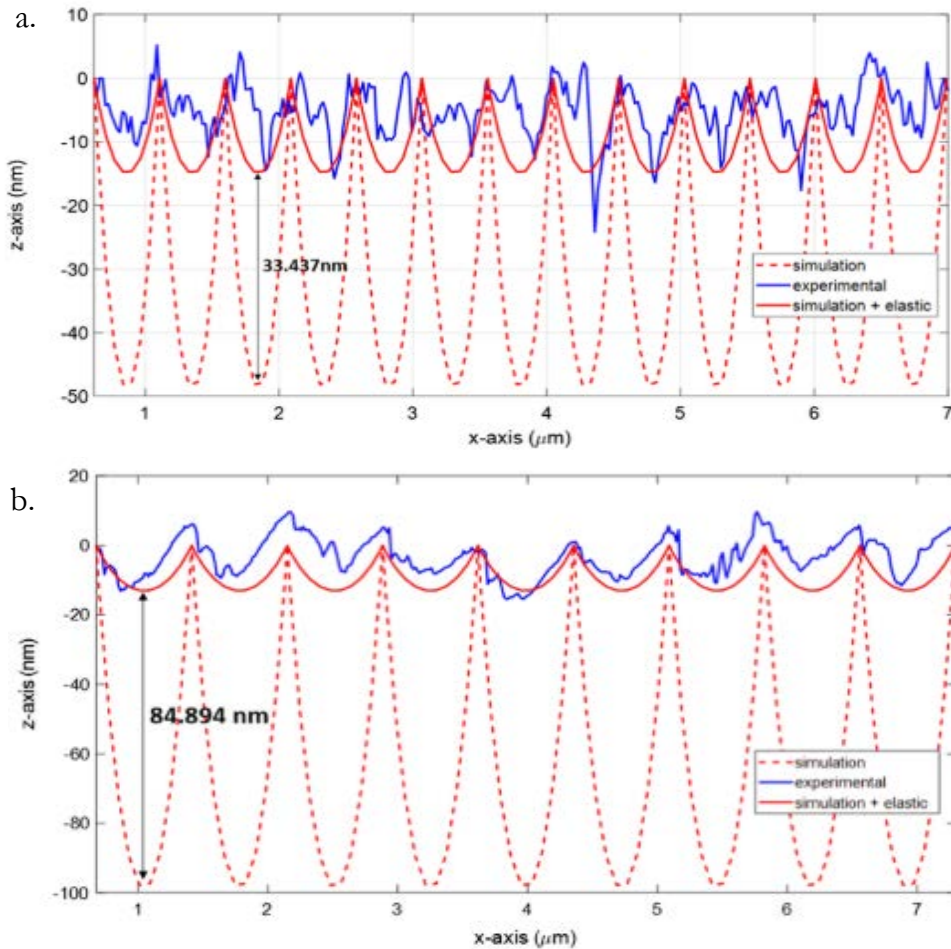


Figura 1.9 Comparación entre el simulador topográfico y los datos experimentales. **(a)** Corte a 600 mm/min, **(b)** Corte a 900 mm/min [30]

Las evidencias sobre el interés industrial por el desarrollo del proceso de VAM, queda de manifiesto en publicaciones científicas, en foros de debates técnicos y en ferias de máquinas herramientas. En todos estos ámbitos, ha sido expuesta la preocupación no solo por la influencia de los parámetros de corte sobre las propiedades finales de las piezas, sino también sobre el consumo energético que conlleva su fabricación [31]. El informe de la comisión al parlamento Europeo pronostica que hasta el 2030 el consumo y precio de la energía en Europa aumentará [32], ver Figura 1.10.

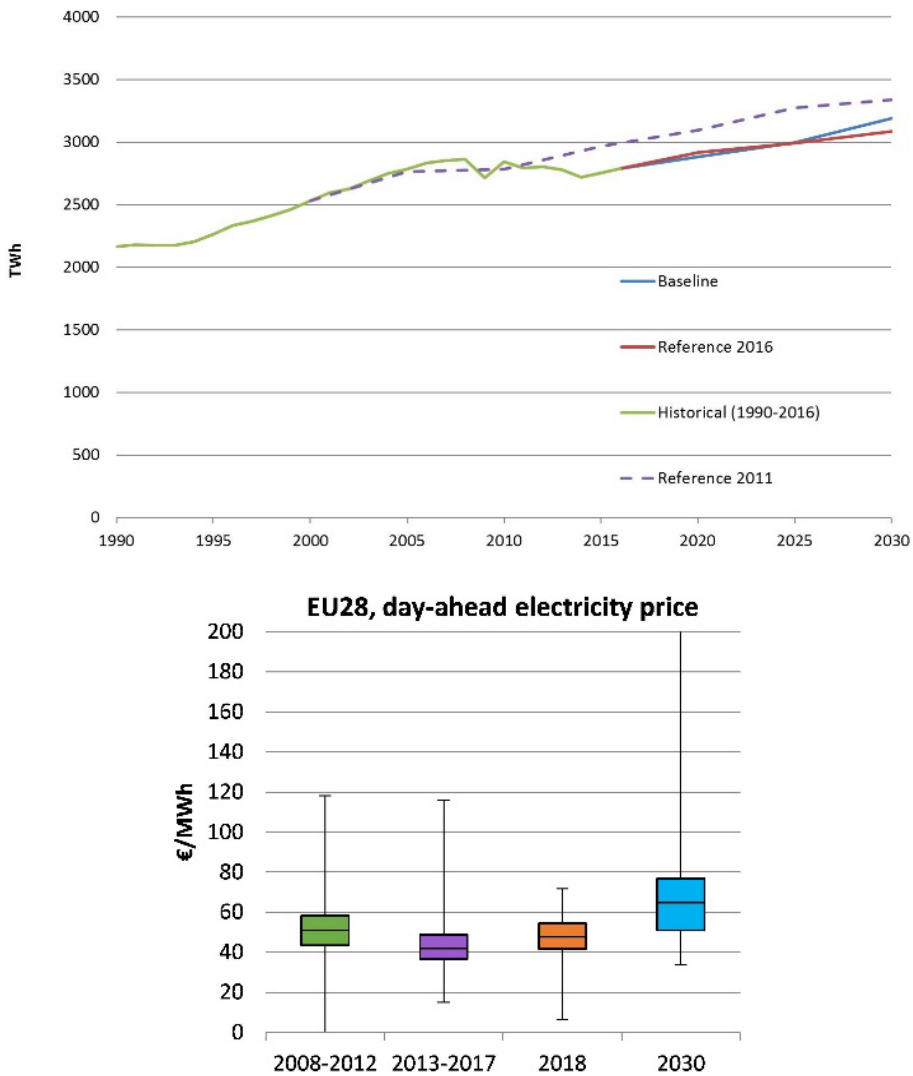


Figura 1.10 Consumo y precio de la energía en Europa [32].

Por lo general, las maquinas herramientas no tienen más del 30% de eficiencia energética [33], y más del 90% de los impactos ambientales son causados para generar energía eléctrica que es consumida por maquinas herramientas durante la fabricación de piezas (torneado, fresado, etc) [34]. Por lo tanto, los efectos ambientales adversos y la sostenibilidad en la producción de energía eléctrica se pueden mejorar reduciendo el consumo de energía [35]. Debido a esto, la ISO (International Organization for Standardization) formula en el 2014 la ISO 14955 parte I, la cual propone

el diseño metodológico para la eficiencia energética de máquinas herramienta, última revisión de esta norma en 2017 [36]. Por su parte, Europa en búsqueda de mayor eficiencia energética y reducción de las emisiones de CO₂, propuso la directiva 2012/27/UE del Parlamento Europeo, relativa a la eficiencia energética, que tuvo su última modificación el 25/05/2019 [37].

Las investigaciones mostraron que la tasa de material removido (Q_w , Material Removal Rate) juega un papel decisivo en la determinación del consumo de energía de la máquina. Cuando la Q_w aumenta, la energía requerida por la máquina se reduce y su eficiencia aumenta [38]. Sangwan et al. [39] reporta que al aumentar la velocidad del husillo y de avance, Q_w aumenta, lo que puede conducir a una disminución general del consumo de energía. Bhattacharya et al. [40] investigó los efectos de los parámetros de corte en el consumo de energía durante el mecanizado de alta velocidad del acero AISI 1045. Descubrieron que la velocidad de corte era el factor más significativo para reducir el consumo de energía con una contribución del 77.4%, seguido por la profundidad de corte (13.2%).

El consumo de energía y la eficiencia energética no es ignorado por la filosofía Industry 4.0, y por eso presenta una visión global de la modelización y simulación para la fabricación de piezas. Mediante la simulación se pueden evaluar las condiciones de ejecución del ciclo de trabajo, y con ello predecir las características a obtener en la pieza fabricada [41] logrando un mejor rendimiento en el proceso y control de la sostenibilidad ambiental [31].

La energía específica de corte (SCE, Specific Cutting Energy) está en función de la potencia de corte y por la Q_w que, a su vez, está fuertemente influenciada por los parámetros de corte. Cuanto mayor sea el Q_w para la misma potencia de corte, mejor será el consumo de energía para el corte, lo que significa una SCE más baja [42]. Mativenga et al. [43] mostraron que al variar la velocidad de avance, la velocidad de corte y la profundidad de corte en el proceso de torneado, la reducción de la huella energética es de aproximadamente un 64% en comparación con las propiedades de corte

recomendadas por los proveedores de herramientas. Silva et al. [44] evaluó que el aumento de la velocidad de avance en el mecanizado del acero AISI 1045 aumenta drásticamente las fuerzas de corte mientras que, al contrario, al esfuerzo cortante tiende a reducirlo.

Uno de los aspectos que mide la mecanibilidad de un material es la energía de corte [45], entre el 15% y 70% de la energía total consumida [46]. Evidentemente, la eficiencia del proceso de mecanizado se puede mejorar al reducir la energía requerida para remover material [47], donde la SCE es un indicador clave de la energía consumida en el corte [45]. El consumo de energía en los procesos de corte de metal es una función de la velocidad de corte, el avance, la profundidad de corte y el material a mecanizar [48]. La SCE se incrementa si el avance y la profundidad de corte se reducen en el torneado de aceros con un porcentaje de carbono entre 0.25 y 0.55% [49]. Pawade et al. [50] reportaron que el SCE, como parámetro, tiene un efecto importante en la formación de viruta, fuerzas de corte, desgaste de la herramienta y el acabado superficial. Existen reportes del comportamiento experimental de la SCE en diferentes procesos de corte como taladrado [51], serrado [52] y torneado [49]. Inclusive se estudia la SCE en procesos de torneado asistidos en caliente [53] y con electropulsos [54], lo que demuestra su importancia.

La SCE se determina por medio de la ecuación (1.3), que relaciona la potencia de corte N_c y la tasa de material removido, Q_w .

$$SCE = \frac{N_c}{Q_w} \quad (1.3)$$

La variable más estudiada con FEM es la fuerza de corte debido a que es fácil de validar experimentalmente [55]. Sin embargo, son pocos los autores que usan la energía específica de corte (SCE) en la simulación de FEM [10], a pesar de que la SCE es uno de los parámetros más usados para caracterizar el proceso experimental de arranque de viruta.

La SCE no debe confundirse con energía específica consumida (SEC, specific energy consumption), también utilizada para caracterizar los procesos de mecanizado por desbaste de material. La SEC relaciona la

energía total consumida por el equipo y la tasa de material removido, y se utiliza en el análisis experimental de este trabajo. Esta energía total consumida se obtiene experimentalmente como la potencia eléctrica consumida por el motor del torno, a diferencia de la SCE que utiliza la potencia de corte N_c , que no se encuentra instrumentado en el torno. Xie et. al [56] presenta la configuración experimental para obtener la energía total consumida a la entrada de potencia eléctrica del torno, como se aprecia en la Figura 1.11.

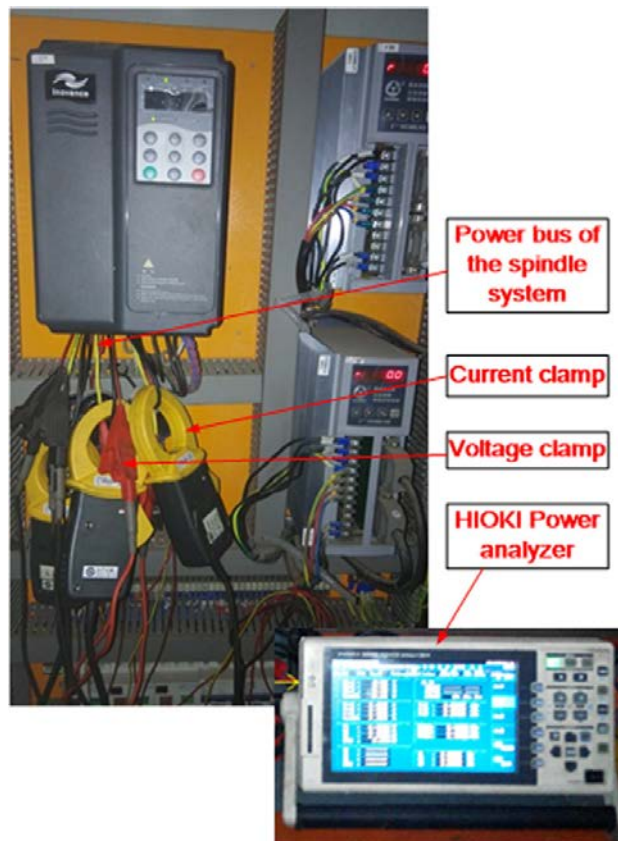


Figura 1.11 Configuración para obtener la potencia total consumida [56].

La potencia de corte, utilizada en SCE, es medida en el husillo como presenta Bagaber [57] en su configuración experimental, ver Figura 1.12. Otros trabajos estiman la SCE construyendo una función de ajuste que relaciona la potencia eléctrica activa del motor con la potencia mecánica entregada por el husillo, lo que permite calcular la SEC [31].

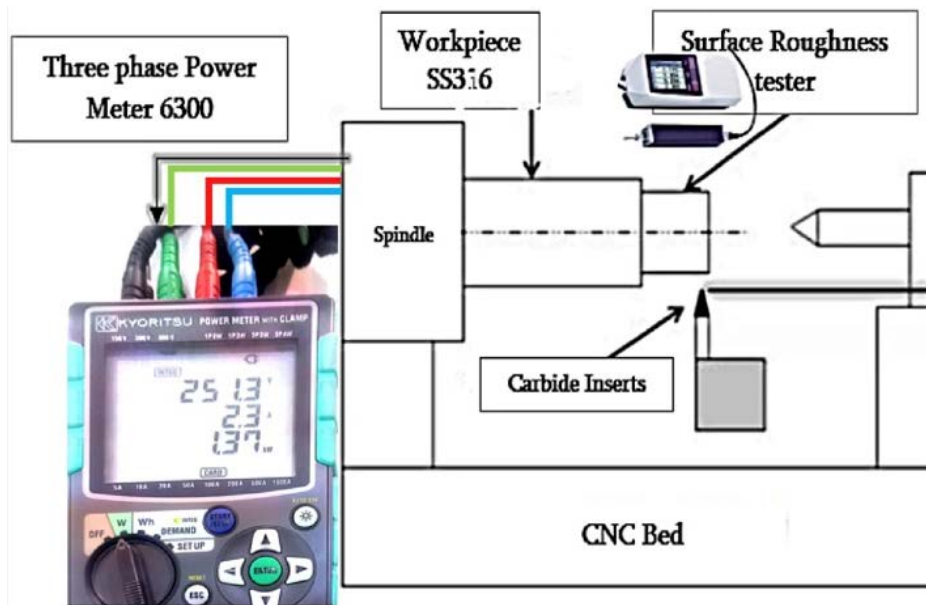


Figura 1.12 Configuración para obtener la potencia de corte [57].

El trabajo desarrollado aquí estudia el corte asistido por vibración en torno convencional. Se inicia con el análisis del acabado superficial, para ello se elabora un modelo matemático con la forma geométrica de la herramienta que calcula su posición de acuerdo a los parámetros del VAM establecidos. El modelo matemático considera diferentes frecuencias de corte, se analizan las más destacadas de acuerdo a sus propiedades del acabado superficial. En cuanto al análisis por FEM, se desarrolla un modelo ortogonal del corte, que se valida utilizando un mecanizado convencional y comparando los resultados obtenidos experimentalmente por otros autores. El modelo es usado para simular dos movimientos oscilatorios de VAM-1D y un movimiento elíptico de VAM-2D; estos movimientos de la herramienta se modelan bajo las frecuencias de 10, 20, 30 y 40 kHz. Después, se analiza el SCE de los mecanizados modelados en FEM. Finalmente, se realizan pruebas experimentales del mecanizado por VAN utilizando una nueva herramienta que trabaja movida por un campo magnético e imanes permanentes, se analiza el acabado superficial, fuerzas de corte y SCE.

1.1. OBJETIVOS

El objetivo principal de esta tesis es comprender el comportamiento del VAM bajo diferentes parámetros de corte, desarrollando un modelo encargado de calcular el acabado superficial, un modelo matemático que se aproxime al comportamiento mecánico y permita predecir el comportamiento de la energía específica consumida durante el mecanizado. En este estudio se dedica especial atención a los parámetros del proceso con la finalidad de mejorar el acabado superficial y aumentar la eficiencia energética en la fabricación, y con ello aportar a una manufactura sostenible. Del objetivo principal descrito, se derivan los objetivos específicos siguientes:

- Desarrollar un simulador para determinar el acabado superficial, considerando la intersección geométrica entre la herramienta de corte y la pieza, bajo diferentes parámetros de corte.
- Desarrollar un modelo que permita estudiar el comportamiento mecánico del corte, para determinar esfuerzos, deformaciones unitarias, velocidades, fuerzas, entre otros.
- Calcular la energía específica consumida en el torneado en función de los parámetros de corte y el tipo de material.
- Probar el funcionamiento de una nueva herramienta que produce el corte asistido por vibración en la dirección de la velocidad de corte.

1.2. ALCANCE

Este estudio tiene como finalidad contribuir al mejoramiento del proceso de corte convencional usando el mecanizado asistido por vibración. La Figura 1.13 muestra la estructura del estudio aquí desarrollado. En aras de este propósito se trazaron las siguientes tareas:

- Analizar las diferentes vibraciones oscilatorias de VAM y establecer los parámetros de corte.
- Diseñar y plantear un simulador topográfico de remoción de material, de acuerdo a los parámetros de corte, para el estudio del acabado superficial.
- Establecer un modelo de mecanizado por VAM, para analizar el comportamiento mecánico del corte.
- Validar el modelo anterior estableciendo las condiciones de corte de un mecanizado convencional.
- Determinar la energía específica de corte por medio del modelo planteado.
- Preparar la herramienta de VAM para que vibre en la dirección de la velocidad de corte.
- Experimentación de torneado por VAM.

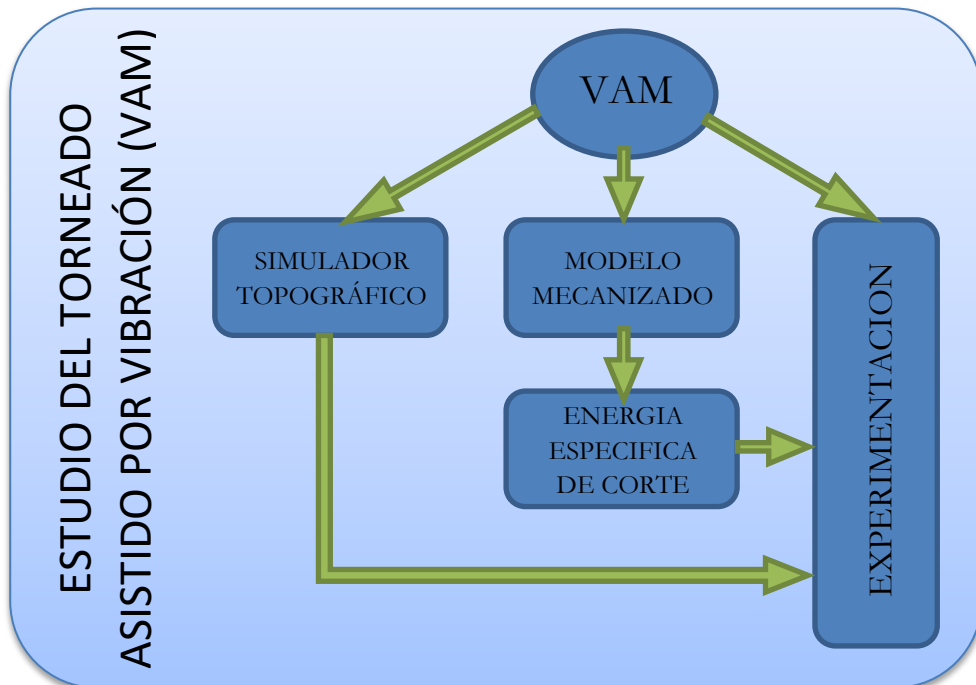


Figura 1.13 Estructura del estudio del torneado asistido por vibración.

1.3. ORGANIZACIÓN

En este apartado se sintetiza el contenido y orden de los diversos capítulos que desarrollan este estudio.

CAPITULO 2: Acabado Superficial

Se estudia el acabado superficial generado por un simulador topográfico de torneado por VAM. Se detalla el simulador topográfico, la intersección entre la herramienta-material y los resultados que este arroja. Se estudia la rugosidad superficial arrojada por el simulador en un rango de frecuencias, bajo unas condiciones de corte constante, lo que permite conocer como las condiciones de corte por VAM afectan el acabado superficial del material.

CAPITULO 3: Modelo de elementos finitos

En este capítulo se analiza el comportamiento de las fuerzas en un torneado VAM utilizando el método de elementos finitos. Inicialmente, se presentan los modelos de simulación 3D y 2D, se valida el modelo comparándolo con las características de mecanizados convencionales. Una vez validado el modelo con la herramienta estacionaria, esta se pone a vibrar a diferentes frecuencias.

CAPITULO 4: Energía Específica de Corte

Se determina la energía específica de corte por medio de la simulación en elementos finitos. Se valida el modelo de corte estacionario con resultados experimentales de otros autores. Luego, se obtiene la energía específica de corte para el modelo dinámico vibrando en una y dos direcciones.

CAPITULO 5: Experimentación

Aquí, se describen los diferentes experimentos realizados, la puesta a punto de la herramienta para que vibre en la dirección de la velocidad del corte, los pasos para medir la potencia consumida por el motor durante los ensayos de torneado, y se especifican los tipos de materiales utilizados. Se calcula la energía específica de corte para los torneados realizados y se determina el beneficio del uso de la vibración asistida en el mecanizado

CAPITULO 6: Conclusiones

Finalmente, en este capítulo se interpretan las correlaciones que se observan entre los factores que influyen sobre el consumo de energía específica consumida, entre ellos la influencia de los parámetros de corte.

1.4. PUBLICACIONES

ARTÍCULOS

Estimation of Specific Cutting Energy in an S235 Alloy for Multi-Directional Ultrasonic Vibration-Assisted Machining Using the Finite Element Method. Luis Carlos Flórez García, Hernán A. González Rojas, Antonio J. Sánchez Egea. *Materials* 2020, 13, 567. DOI: <https://doi.org/10.3390/ma13030567>

A Cylindrical Surface Topographic Simulation by a Vibration Assisted Cutting Machine. Luis Carlos Flórez García, Hernán A. González Rojas, Ramón Casado López. *Fac. Ing.* 2014, Vol. 23, No. 37, pp. 55-64. ISSN 0121-1129. eISSN 2357-5328

CONGRESOS

Simulación en 3D del arranque de viruta en torno para el acero AISI 1045 bajo Johnson Cook usando ANSYS. Luis Carlos Flórez García, Hernán A. González Rojas, Luván Stiven Tabares Bocanegra. 13° Congresso Ibero-americano de Engenharia Mecânica – CIBEM XIII – 23 a 26 de Outubro de 2017. Lisboa, Portugal.

1.5. RECAPITULACIÓN

Se explica cómo es la vibración dinámica de la herramienta de corte que utiliza vibración asistida. Se detallan el tipo y funcionalidad de las herramientas utilizadas en el corte asistido por vibración, VAM. Se exponen las investigaciones de acabado superficial relacionadas con VAM. Se plantea la necesidad del uso del método de elementos finitos en la modelación de mecanizados. Se explica el por qué el análisis de energías es importante para

la época en la que vivimos. Se muestran los objetivos, alcance y organización del trabajo aquí planteado. Y finalmente se citan las publicaciones realizadas en las cuales se estudiaron estos temas.

Capítulo 2. ACABADO SUPERFICIAL

En este capítulo se estudia la topografía superficial dejada por una herramienta de torno utilizando VAM-2D, considerando el problema de corte como un problema de intersección geométrica. Para ello se desarrolló un software que genera la topografía superficial producto del corte, cuando la herramienta está vibrando a una cierta frecuencia. Con este simulador se pretende buscar las condiciones de corte que mejoren el acabado superficial en un VAM-2D. Para ello, se realizan barridos de frecuencia con el propósito de investigar la influencia que tiene la frecuencia de vibración en el acabado superficial. Para cada frecuencia se analiza la topografía generada por el simulador, tanto en el eje X como en el eje Z. Mediante este estudio se encuentra una periodicidad del comportamiento de la rugosidad máxima pico valle (R_t) y da la rugosidad media (R_a), tanto en la dirección axial R_{tz} y R_{az} , como en la dirección perimetral del cilindro R_{ty} y R_{ay} . También se evalúa la altura máxima pico valle de una superficie (St) y la rugosidad media sobre una superficie (Sa).

2.1. SIMULADOR TOPOGRÁFICO

Para predecir la topografía superficial en un cilindrado, se ha construido un programa en Lazarus v0.9.28.2– Free Pascal, el cual calcula la intersección geométrica de la punta de la herramienta de corte con el material del cilindro a medida que este gira y la herramienta avanza, sin tener en cuenta su espesor. Con esta información se construyen perfiles del corte y se evalúa R_a y R_t , tanto en Z como en X. También, se evalúan parámetros de estado superficial como Sa y St .

La simulación se realiza con o sin vibración, en una o dos direcciones. Dependiendo del caso a analizar se fija la frecuencia y la amplitud, se

definen los demás parámetros de corte tales como avance, velocidad de giro del material, diámetro de la pieza, radio de la herramienta, profundidad de corte y parámetros asociados a la vibración tales como amplitud, frecuencia y desfase.

De acuerdo a la discretización de la punta de la herramienta establecida en el programa, se discretiza el material. Para un instante de tiempo se determina la intersección entre la curva de la punta de la herramienta y el material, ignorando el espesor de la herramienta. Repitiendo este procedimiento, a medida que la herramienta avanza en Z y el material gira, se obtiene una topografía superficial característica del corte. Esta topografía superficial es discreta, por lo tanto, el dominio está definido por puntos, los cuales forman una malla que recubre la periferia del cilindro. La imagen de estos puntos representa la topografía superficial resultado del corte.

En la Figura 2.1 se muestran algunas de las salidas del simulador, por ejemplo la Figura 2.1.a corresponde a una topografía superficial en coordenadas polares de una sección transversal cualquiera. En cambio, la Figura 2.1.b corresponde a la misma topografía anterior representada en coordenadas cartesianas. La Figura 2.1.c corresponde a la topografía superficial sobre una sección longitudinal cualquiera.

La condición de corte o datos de entrada para esta simulación se resume en la Tabla 2.1.

Variable	Unidades	Valor
Amplitud, eje X	μm	2
Amplitud, eje Z	μm	2
Frecuencia, eje X	Hz	16771,7
Frecuencia, eje Z	Hz	16771,7
Radio de la herramienta	mm	0,4
Profundidad de corte	mm	0,25
Avance, a	mm/rev	0,1
Velocidad de giro, ω	rpm	840
Radio de la pieza, r	mm	9
Longitud del corte, L	mm	10

Tabla 2.1 Características de mecanizado.

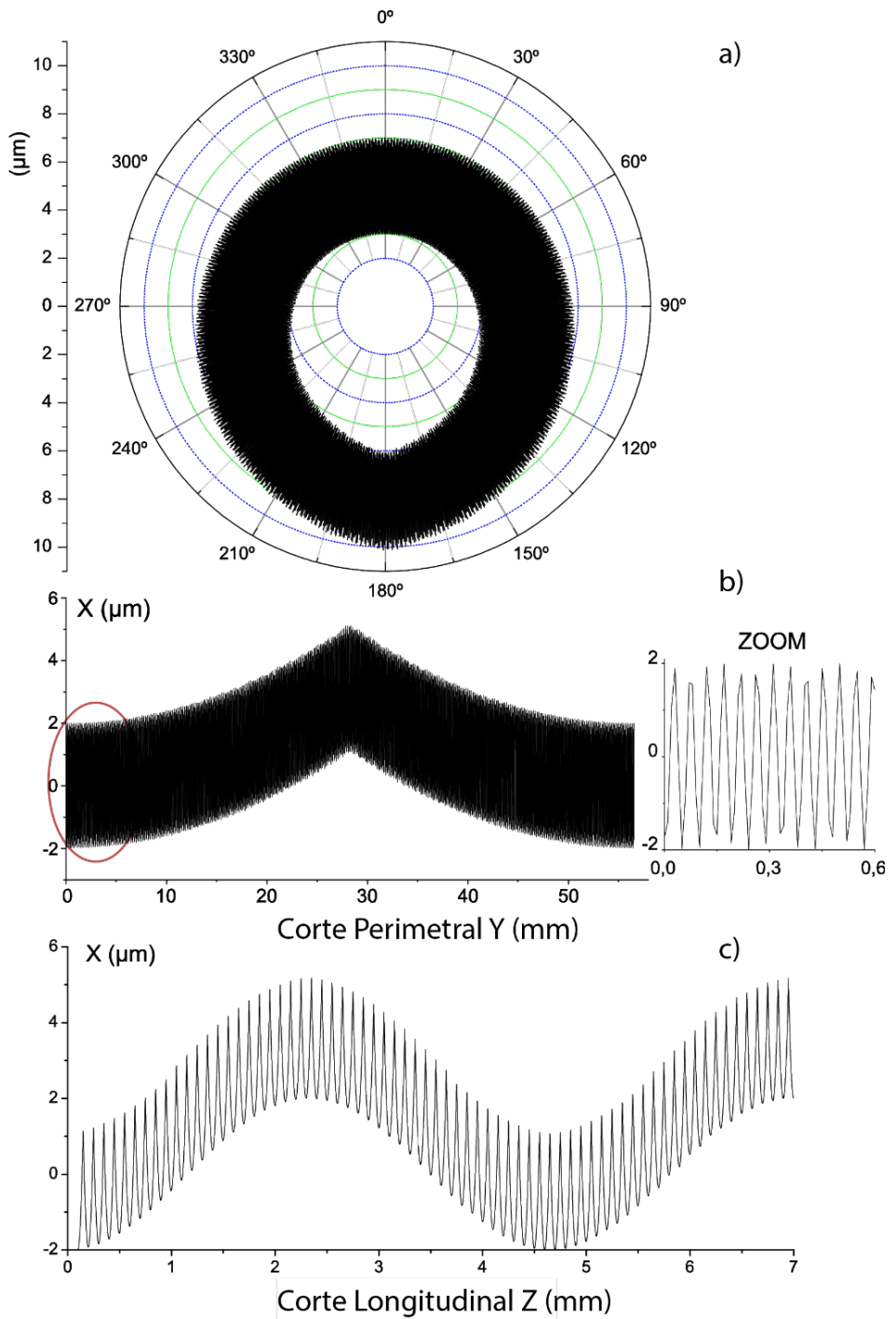


Figura 2.1. Simulación de un mecanizado. **(a)** Sección transversal polar. **(b)** Sección transversal cartesiana. **(c)** Sección longitudinal

En la Figura 2.2 se muestra una reconstrucción tridimensional de la topografía superficial para las condiciones antes mencionadas.

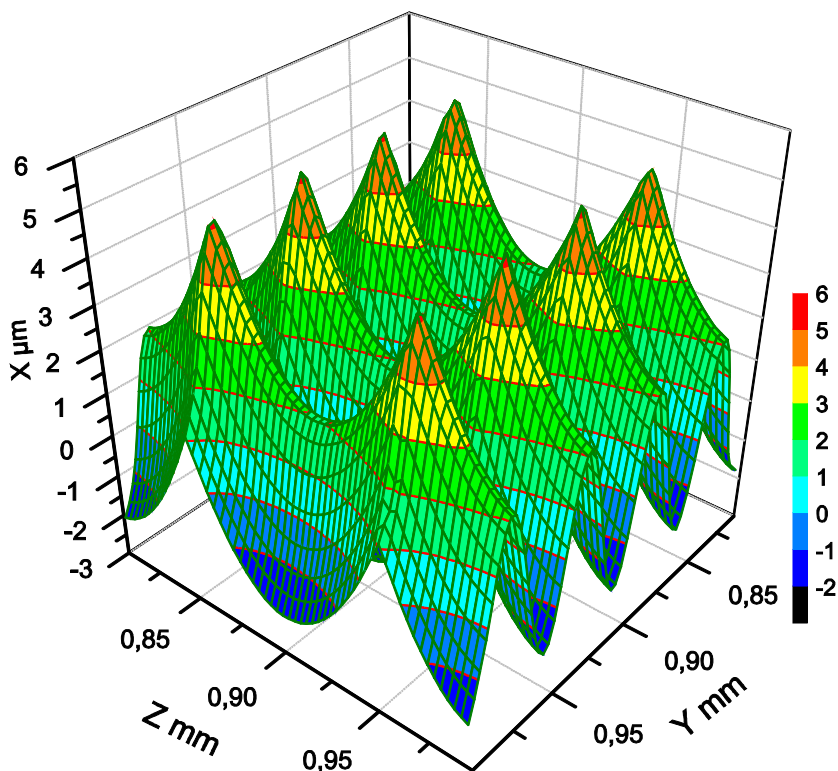


Figura 2.2 Sección de 200x200 μm de superficie maquinada.

2.2. RESULTADOS

A continuación, se muestran los resultados de la simulación topográfica hecha para diferentes condiciones de corte. En cada una ellas se evalúan los parámetros de rugosidad S_a , S_t , R_{ax} , R_{tx} , R_{az} y R_{tz} . La principal característica del VAM es la vibración de la herramienta, por lo tanto, la frecuencia de oscilación es la condición de corte de interés en este estudio. Para evaluar la influencia de esta frecuencia sobre la topografía superficial se realizan barridos entre 1 y 40 kHz.

En general la topografía superficial producto de la intersección geométrica herramienta pieza en un VAM depende del valor relativo que

existe entre la velocidad de giro de la pieza (n) y la frecuencia de vibración (f). Para considerar el efecto del valor relativo entre n y f se introduce una nueva variable que se define como el cociente f entre n , luego, los parámetros del estado superficial R_a , R_t , S_a y S_t , serán graficados en función de esta nueva variable adimensional, f/n .

En la Figura 2.3 se muestra la gráfica de S_a , S_t , R_{ax} , R_{tx} , R_{az} y R_{tz} simulados, para un VAM en el que la herramienta vibra tanto en el eje X como en el eje Z, para el intervalo de 16757 – 16787 Hz de vibración. En la Tabla 2.2 se resumen las condiciones de corte de este experimento.

Variable	Unidades	Valor
Amplitud eje X	μm	2
Amplitud eje Z	μm	2
Desfase en Z	grados	90
Frecuencia eje X	Hz	16757 - 16787
Frecuencia eje Z	Hz	16757 - 16787
Radio de la herramienta	mm	0,4
Profundidad de corte	mm	0,25
Avance a	mm/rev	0,1
Velocidad de giro ω	rpm	840
Radio de la pieza r	mm	9
Longitud del corte L	mm	10

Tabla 2.2 Características de mecanizado, variando la frecuencia.

En la Figura 2.3.a se observa un comportamiento periódico caracterizado por unos valles con período adimensional 1, tanto para R_{tz} , R_{tx} y S_t . Así como el mínimo y máximo local para R_{tx} y S_t coinciden, el mínimo local para R_{tz} está desfazado en 0,5 respecto a R_{tx} . Por lo tanto, no es posible encontrar una condición que minimice simultáneamente a R_{tz} y R_{tx} . En la Figura 2.3.b se observa una situación similar a la mostrada en 3a, los mínimos locales tienen un período igual a uno y el mínimo local para R_{az} está desfazado en 0,5 respecto a R_{ax} . A diferencia de la gráfica anterior, el mínimo local para R_{ax} corresponde a un pico máximo de R_{az} . De la Figura 2.3.a y Figura 2.3.b se puede deducir que el mínimo local para R_{tz} como R_{az} , se producen para el mismo f/n . Una situación similar ocurre para S_t y S_a , sólo que este mínimo está desfazado con respecto a la posición

del mínimo de R_{tz} y R_{az} , lo que en un caso es un mínimo en el otro es un máximo.

Se concluye que, el mínimo para los parámetros de estado superficiales S_a y S_t , no coinciden con el mínimo para los parámetros de estado sobre una línea R_a y R_t .

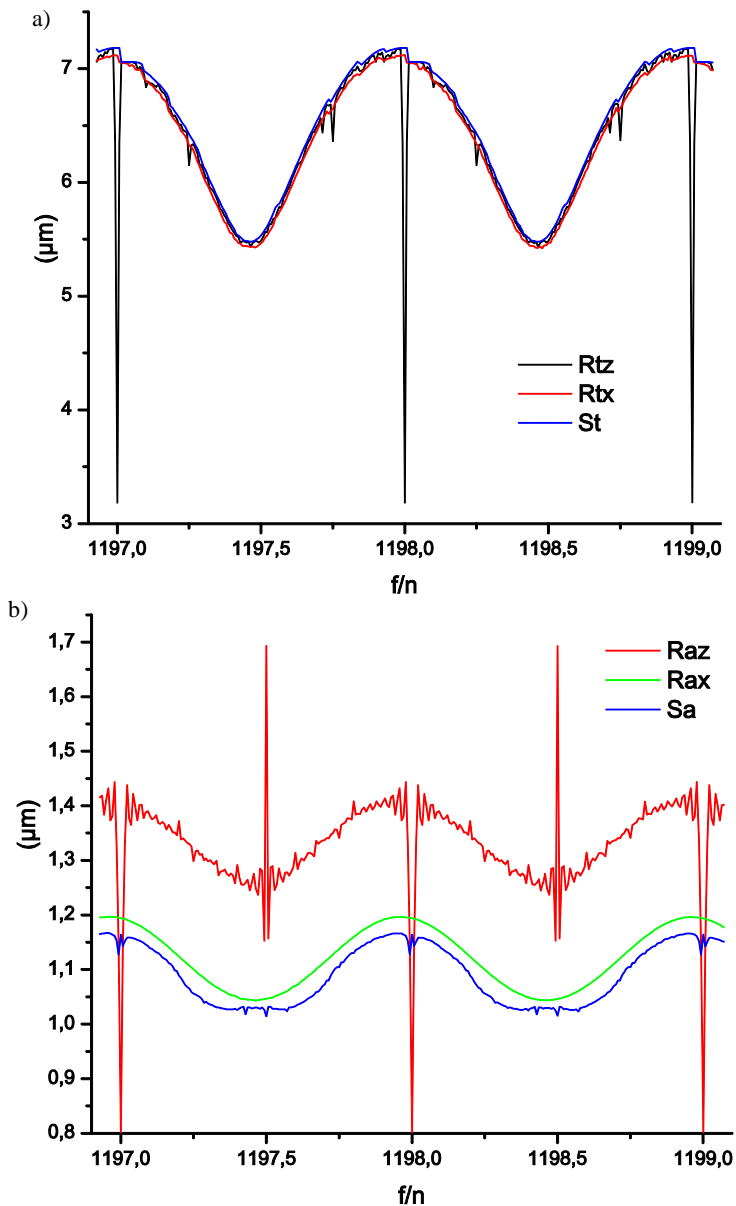


Figura 2.3 Parámetros de rugosidad para cortes de f/n entre 1197 y 1199. (a) Distancia máxima pico valle. (b) Rugosidad media.

En la Figura 2.4 se puede ver en detalle parte de la curva R_{tz} . En ella se destacan 4 puntos de interés, los parámetros de rugosidad, la frecuencia de vibración y la velocidad de giro de la pieza, estos 4 puntos se encuentran resumidos en la Tabla 2.3. En las figuras siguientes se muestra la topografía superficial en 2D y 3D asociada a los 4 puntos antes mencionados.

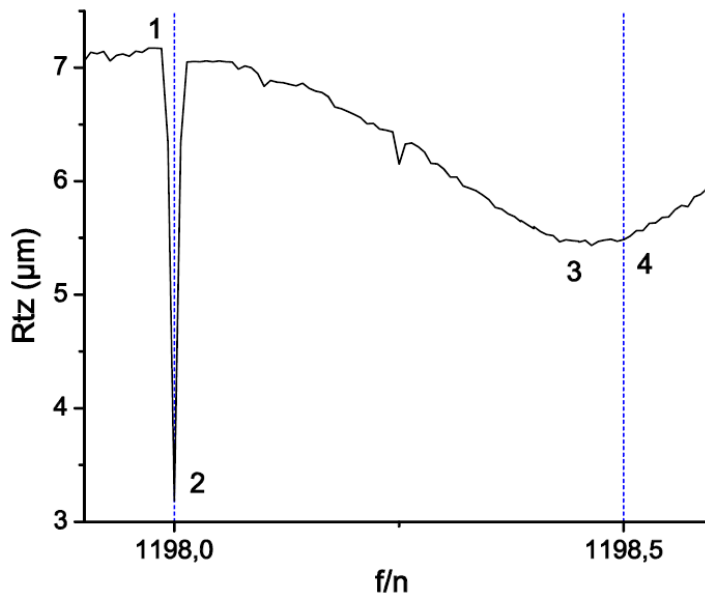


Figura 2.4 Puntos de corte estudiados.

En la Figura 2.1.b y Figura 2.1.c se observa la simulación de VAM-2D del punto 1. En ella se puede ver la forma que adquiere la topografía longitudinal, Figura 2.1.c, definido por la punta de la herramienta, la cual se imprime, uno tras otro de forma ordenada, según un movimiento senoidal. La sección transversal Figura 2.1.a, muestra el error de cilindricidad, que se define como la diferencia entre los diámetros máximo y mínimo de la envolvente de la señal oscilatoria. En la Figura 2.2 se aprecia la topografía superficial caracterizada por 8 picos. En un corte XZ se ve el arco de circunferencia definido por la punta de la herramienta.

Punto	1	2	3	4
f/n	1197.979	1198.0	1198.464	1198.5
Frecuencia (Hz)	16771.7	16772.0	16778.5	16779.0
Raz (μm)	1.443	0.801	1.248	1.692
Rtz (μm)	7.171	3.183	5.433	5.485
Rax (μm)	1.195	1.194	1.043	1.045
Rtx (μm)	7.111	7.120	5.425	5.471
Sa (μm)	1.162	1.164	1.030	1.015
St (μm)	7.180	7.183	5.478	5.534

Tabla 2.3 Características de rugosidad de cada corte.

En la Figura 2.4 se observa una reducción del R_{tz} , punto 2, la topografía superficial para esta relación f/n se muestra en la Figura 2.5. El comportamiento de la rugosidad transversal, Figura 2.5.a es idéntico al comportamiento mostrado en la Figura 2.1.b, lo que era de esperar, ya que el parámetro R_{tx} no experimenta grandes cambios en este intervalo, ver Figura 2.3.a. En cambio, la Figura 2.5.b es muy diferente a la Figura 2.1.c, en la primera figura se encuentra la forma de la punta de la herramienta impresa en el material, una tras otra de forma ordenada, sin la oscilación senoidal. Por lo tanto, cada vez que la pieza gire una vuelta completa, la herramienta se encuentra en la misma posición instantánea, que tenía en la vuelta anterior, lo que llamaremos, sincronismo R_{tz} entre el giro de la pieza y la vibración de la herramienta.

La rugosidad máxima pico valle R_{tz} cuando hay sincronismo en R_{tz} es de $3,18 \mu\text{m}$, valor que se mantiene en todos los cortes longitudinales de este mecanizado, ver punto 2 en la Figura 2.4, también representado en la Figura 2.5.b. Dependiendo de donde se realice el corte del plano XZ la altura mínima del perfil variaría según la forma definida por la Figura 2.5.a por lo tanto la posición mínima del corte longitudinal estará entre -2 y $1,9 \mu\text{m}$. Debido a lo anterior, la topografía superficial, Figura 2.5.c, tiene a lo largo del eje Z picos de la misma altura. Esta topografía es similar a la del punto 1, mostrada en la Figura 2.2, debido a los rangos de la gráfica.

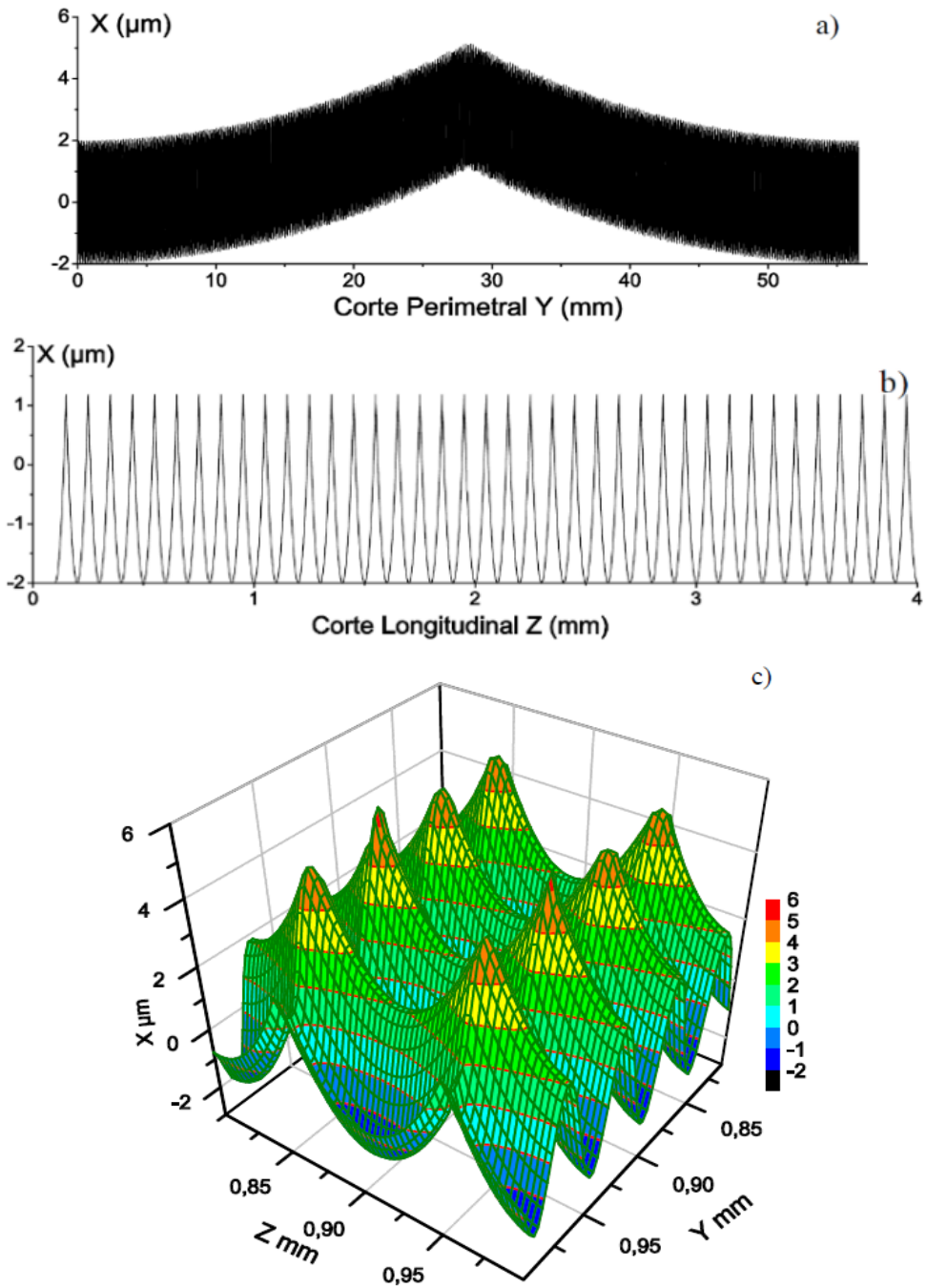


Figura 2.5 Simulación de corte para el punto 2, $f/n = 1198.0$. **(a)** Sección transversal cartesiana. **(b)** Sección longitudinal. **(c)** Sección de $200 \times 200 \mu\text{m}$ de superficie maquinada del Punto 2.

Con referencia al punto 3 de la Figura 2.4, se destaca como la condición que produce el menor valor de St , ver Tabla 2.3. La topografía perimetral Figura 2.6.a, difiere de las topografías perimetrales mostradas en las Figura 2.1.b y Figura 2.5.a. En la Figura 2.6.a se puede ver que no existe un pico de rugosidad máxima, sino una región comprendida entre 20 mm y 40 mm, donde se encuentran los máximos para R_{tx} . Por otra parte, en la Figura 2.6.b se puede ver como la punta de la herramienta oscila en la dirección X, afectado por una amplitud de oscilación más pequeña que la oscilación que afecta la topografía superficial de la Figura 2.1.c. También se puede ver como en la Figura 2.6.c aparecen más picos que en la Figura 2.2, modificándose con ello la topografía superficial. Además, se puede comprobar que la distancia máxima pico valle St , para el dominio mostrado en la Figura 2.6.c es menor, que la distancia máxima pico valle St de la Figura 2.2.

El punto 3 y el punto 4, mostrados en la Figura 2.4, presentan características de rugosidad muy similares según los datos de la Tabla 2.3. Debido a lo anterior las características del corte transversal, Figura 2.7.a, son similares a las del punto 3. Al contrario de la sección longitudinal del punto 3, en la sección longitudinal del punto 4, Figura 2.7.b, presenta un comportamiento oscilatorio periódico donde la punta de la herramienta penetra hasta $2\mu\text{m}$, luego hasta $-2\mu\text{m}$ y así sucesivamente. Cada pico tiene la misma altura, y cada dos valles se encuentra el punto más bajo; consecuentemente el Ra del punto 4 es mayor que el del punto 3. La representación topográfica de este mecanizado, Figura 2.7.c, es muy similar a la del punto 3, donde los picos tienen una altura menor a las topografías de los puntos 1 y 2.

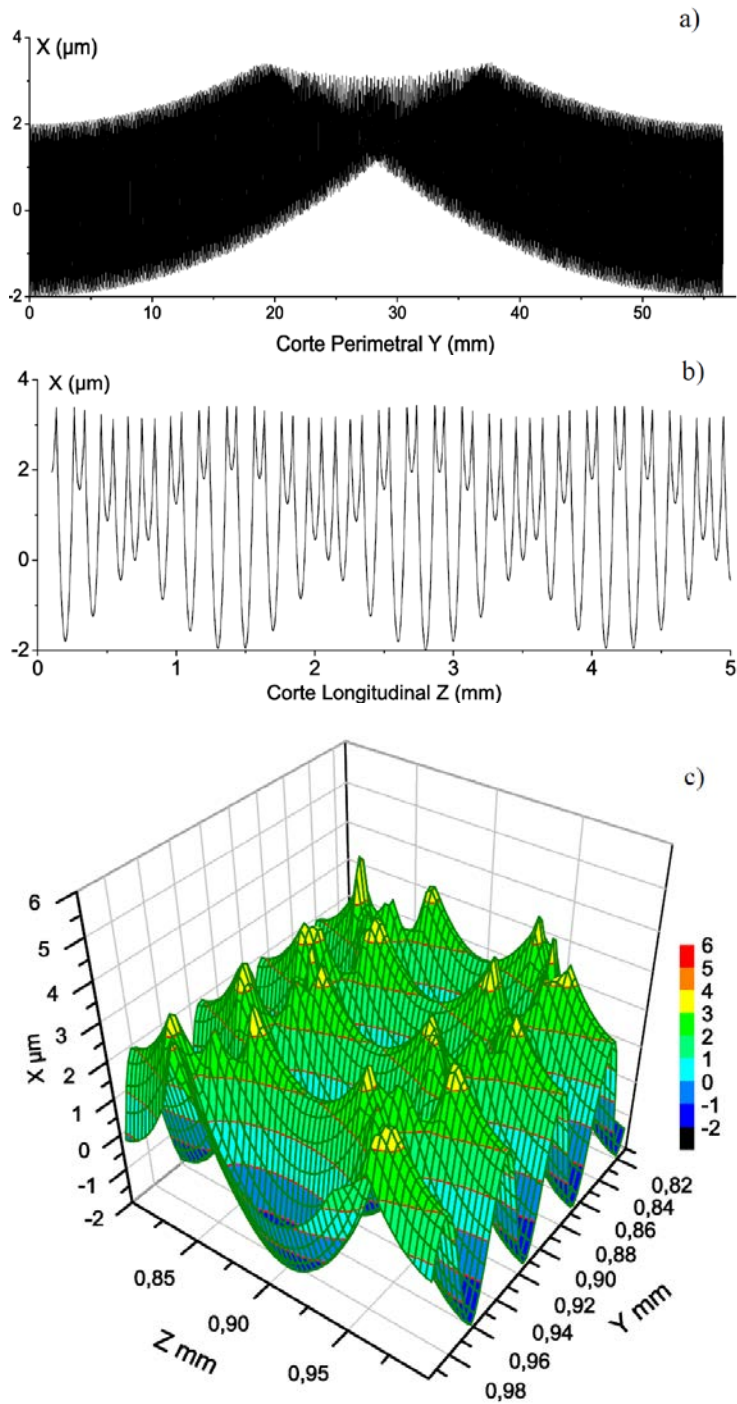


Figura 2.6 Simulación de corte para el punto 3, $f/n = 1198.464$. **(a)** Sección transversal cartesiana. **(b)** Sección longitudinal. **(c)** Sección de $200 \times 200 \mu\text{m}$ de superficie maquinada del Punto 3.

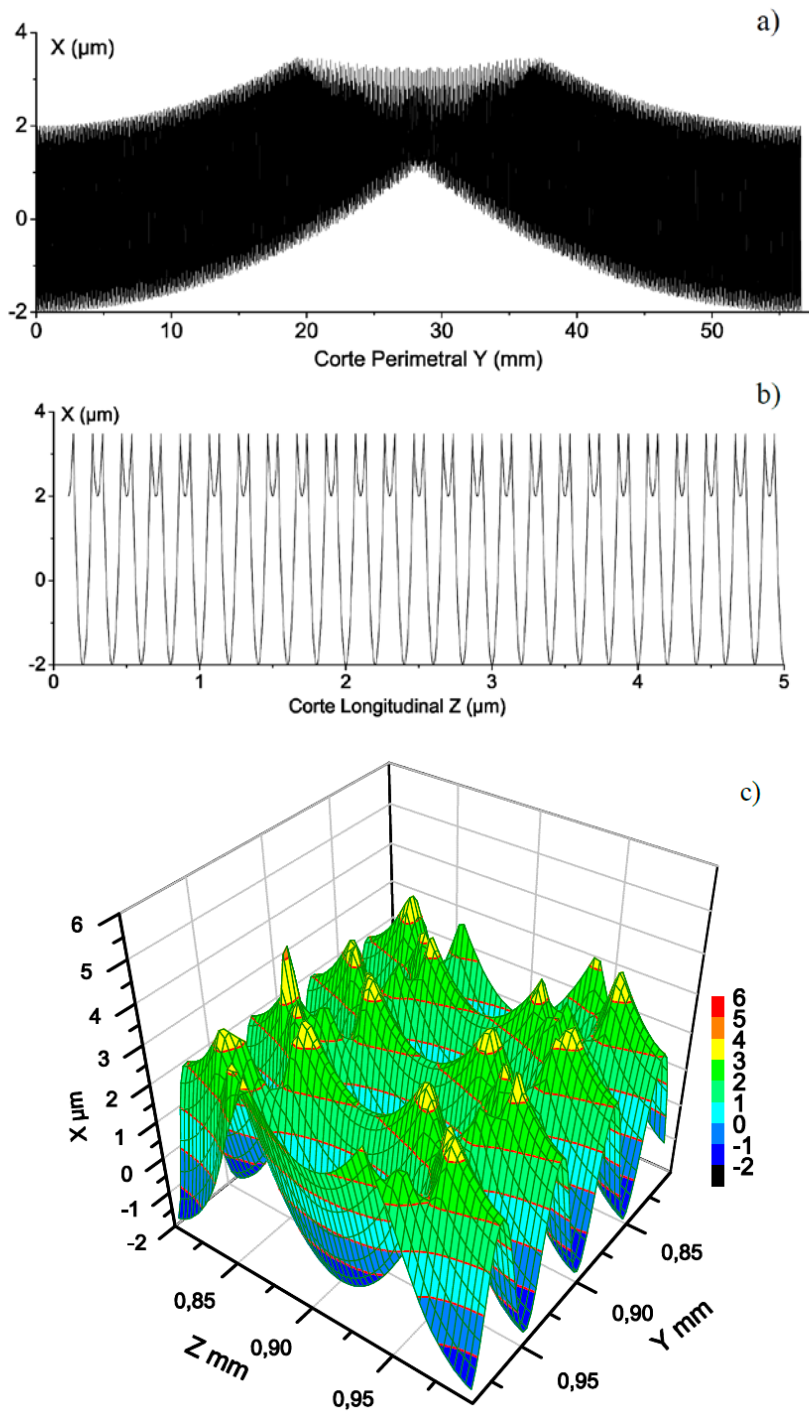


Figura 2.7 Simulación de corte para el putno 4, $f/n = 1198.5$. (a) Sección transversal cartesiana. (b) Sección longitudinal. (c) Sección de $200 \times 200 \mu\text{m}$ de superficie maquinada del Punto 4.

2.3. OBSERVACIONES Y CONCLUSIONES

A continuación, se plantean algunas observaciones y conclusiones de este capítulo:

- La sección transversal para todos los cortes muestra un comportamiento repetitivo en cuanto a su forma, asemejando el costado de un canal dejado por la herramienta como al de un canal de una rosca de tornillo.
- A pesar de las mejoras obtenidas por VAM se puede observar la dificultad de llegar a la configuración de corte deseada debido a que pequeñas diferencias en f/n alteran los resultados de rugosidad obtenidas.
- Las características de rugosidad más bajas se presentaron en el punto 3, con excepción de las del corte longitudinal del punto 2. Por eso, si se busca en un corte precisión, redondez de la pieza, se debe utilizar un corte con características similares a las del punto 3.
- Desde el punto de vista geométrico, existe un comportamiento periódico de los parámetros de estado superficial, caracterizada por una frecuencia adimensional f/n igual a 1.

2.4. RECAPITULACIÓN

El acabado superficial de un cilindrado con vibración asistida bajo diferentes condiciones de corte ha sido expuesto en detalle. Para este análisis se realizó un programa en Pascal con el software Lazarus, que determina la intersección geométrica de la herramienta con el material. La herramienta vibra bajo diferentes condiciones de corte, se analizan la rugosidad lineal y superficial de las intersecciones obtenidas, resultados que se agrupan en función de la frecuencia de vibración y la velocidad de giro de la pieza. Se identifica una periodicidad en los parámetros de rugosidad y se detectan cuatro puntos o condiciones de corte de interés. Se presentan la sección transversal, longitudinal y superficial de las cuatro condiciones de

corte. Finalmente, se concluye que se pueden obtener diferentes acabados superficiales con el corte asistido por vibración y se observa la dificultad en llegar a la configuración del corte deseado debido a las pequeñas diferencias que existen entre un parámetro y otro que alteran notablemente el resultado final sobre la superficie del material.

Capítulo 3. ANÁLISIS DE ELEMENTOS FINITOS

El arranque de viruta es uno de los métodos generalizados de mecanizado de diferentes materiales [58]. Su análisis mediante elementos finitos cumple un papel esencial para la mejora de la calidad de las piezas y componentes mecanizados ya que los diferentes parámetros de corte se pueden simular sin necesidad de perder material o gastar herramienta. También permite probar nuevos parámetros de corte e incluso predecir el acabado y comportamiento de la viruta para realizar un mecanizado más eficiente, cumpliendo así con objetivos de la filosofía Industry 4.0 [59]. Valores de interés como esfuerzos, deformaciones y temperaturas producidos en la zona del mecanizado también pueden ser analizados y así predecir fallas generadas durante el mecanizado [60].

Existen varios factores importantes durante la simulación de un corte, el primero estriba en la escogencia de un modelo constitutivo preciso. Actualmente varios de ellos han sido desarrollados para representar el comportamiento del material durante el proceso de mecanizado [61]. Otro factor a tener en cuenta es el modelo de falla, instante en que la malla se separa del cuerpo o de otra parte de la malla, en FEM se utilizan dos tipos de modelos de falla, repentina [62] o evolución del daño [63]. Finalmente, debe seleccionarse un modelo 2D o 3D que requieren diferentes configuraciones de simulación [64]. La escogencia de un modelo 2D tiene que ver con la priorización del tiempo de simulación, este acercamiento del estudio puede reducir la aproximación al comportamiento físico que se desea analizar [65].

El Acero AISI 1045 y el S235 presentan flujo de viruta continuo y poco quebradizo para condiciones normales de corte, incluso llegando a ser fluida continua en espiral [66] Cuando se trabaja con mayor profundidad de corte menor será el enroscamiento de la viruta [67], aunque el aumento de la velocidad de corte no tiene un gran impacto en el enroscamiento de la viruta en las simulaciones.

En este capítulo se estudian las diversas variables del mecanizado convencional por torno mediante la simulación por FEM para ambos modelos 3D y 2D. Se analizan los parámetros de los esfuerzos, la viruta, temperaturas entre otros. Luego se procede a la validación del modelo de corte ortogonal a partir de datos experimentales de mecanizados convencionales. A continuación, se utiliza el modelo en 2D para realizar cortes por VAM bajo diferentes frecuencias. Por último, se evalúan las fuerzas de corte, tamaño de viruta, esfuerzo de von Mises y ángulo del plano de corte. Para esto se realiza un análisis por dinámica explícita utilizando el software ANSYS v19.2 y un análisis de datos por medio de Python utilizando Spyder. v3.3.4.

3.1. MODELO DEL MECANIZADO

El problema básico que se trata en este trabajo, es el estudio de un proceso de cilindrado en torno asistido con vibración. El proceso de corte es modelado inicialmente como corte estacionario en 3D, en el que la herramienta tiene como único movimiento el avance. Luego el corte es modelado como un corte ortogonal (2D) estacionario, en que la herramienta de corte se mueve en uno o dos ejes del plano de corte ortogonal. El corte sin vibración se utiliza para validar el modelo FEM ya que existe abundante información experimental de su comportamiento. Una de las variables estudiadas para la validación es la energía específica de corte que será estudiada con detalle en el siguiente capítulo. Este mismo modelo de corte sin vibración es utilizado para resolver el problema de corte con vibración del cual hay poca información experimental que permita la validación. Para el análisis de VAM se utilizó el modelo 2D

debido a que la simulación es validada, planteando resultados acordes a la física real del mecanizado y porque se reducen los tiempos computacionales de simulación. Una vez ajustado el modelo se simula con FEM el mecanizado con vibración en una y dos dimensiones VAM-1D y VAM-2D respectivamente.

3.1.1. ECUACIONES QUE GOBIERNAN LA DINÁMICA EXPLÍCITA

Las ecuaciones diferenciales parciales asociadas a un análisis de dinámica explícita, expresan la conservación de la masa, el momento y la energía en coordenadas Lagrangianas. Estas ecuaciones, junto con un modelo constitutivo y un conjunto de condiciones iniciales y de frontera, definen completamente el problema y son resueltas de acuerdo a [68].

A partir de la Ecuación (3.1) la densidad en cualquier momento se puede determinar a partir del volumen actual de la zona y su masa inicial.

$$\frac{\rho_0 V_0}{V} = \frac{m}{V} \quad (3.1)$$

Las Ecuaciones (3.2) diferenciales parciales que expresan la conservación del momento relacionan la aceleración con el tensor de tensión σ_{ij}

$$\begin{aligned} \rho \ddot{x} &= b_x + \frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{xz}}{\partial z} \\ \rho \ddot{y} &= b_y + \frac{\partial \sigma_{yx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{yz}}{\partial z} \\ \rho \ddot{z} &= b_z + \frac{\partial \sigma_{zx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{zy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} \end{aligned} \quad (3.2)$$

La conservación de la energía se expresa de acuerdo a la ecuación (3.3)

$$\dot{e} = \frac{1}{\rho} (\sigma_{xx} \dot{\epsilon}_{xx} + \sigma_{yy} \dot{\epsilon}_{yy} + \sigma_{zz} \dot{\epsilon}_{zz} + 2\sigma_{xy} \dot{\epsilon}_{xy} + 2\sigma_{yz} \dot{\epsilon}_{yz} + 2\sigma_{zx} \dot{\epsilon}_{zx}) \quad (3.3)$$

3.1.2. CONDICIONES DE CORTE DEL MODELO 3D

Este modelo lo constituyen dos cuerpos volumétricos, que representan los límites geométricos de la herramienta y el material a cortar. La intersección geométrica de ambos cuerpos produce el arranque de viruta,

para ello, el material gira a una velocidad de corte V_C mientras que la herramienta realiza un avance f a una profundidad de corte 1 mm.

MODELO GEOMÉTRICO

El buril se modela como un cuerpo rígido, con ángulo de desprendimiento lateral de 12° y ángulo de inclinación lateral de 16° . El material a cortar se modela como un cilindro hueco para reducir el tamaño de la malla, en la Figura 3.1 se observa las dimensiones geométricas de los cuerpos.

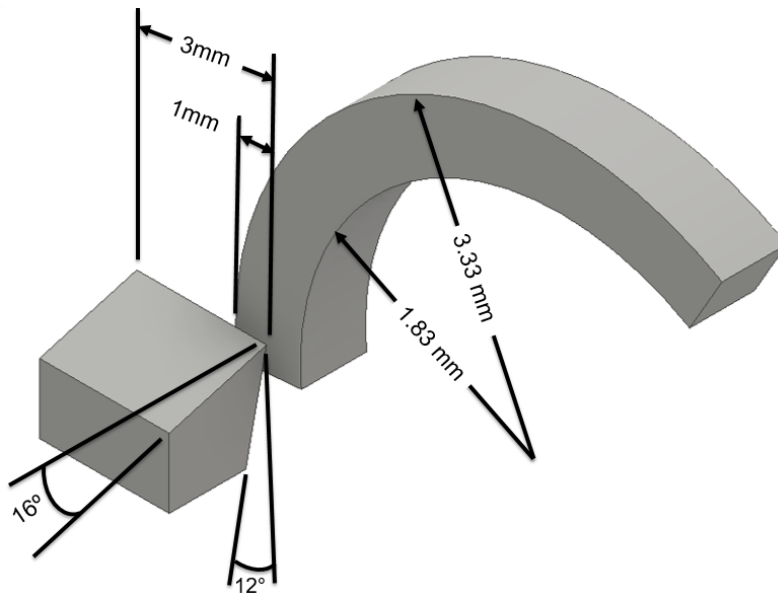


Figura 3.1 Dimensiones del modelo 3D.

CONDICIONES DE FRONTERA

Se establece sobre el material de trabajo una velocidad de giro en sentido anti horario y un avance lineal en la herramienta interceptando el material de trabajo, ver Figura 3.2.a. Las propiedades mecánicas del acero al carbón AISI 1045 y los parámetros operacionales del torneado se pueden apreciar en la Tabla 3.3.

Material	AISI 1045	Steel S235
C_p [J/kg·°C]	470	450
E [GPa]	200	210
α [°C ⁻¹]	$12.3 \cdot 10^{-6}$	$12 \cdot 10^{-6}$
D [kg/m ³]	7800	7900
Dureza [HRB]	61.2 ± 1.5	62.8 ± 1.5
ω , Velocidad del usillo [rpm]	3500	600; 900
Avance [mm/rev]	0.1	0.07; 0.14
Profundidad de corte [mm]	1	0.2; 0.4

Tabla 3.1 Propiedades mecánicas y parámetros de torneado para los aceros AISI 1045 y S235.

MALLA

Se utiliza un mallado uniforme de 268728 elementos hexaédricos dominantes y 287790 nodos, ver Figura 3.2.b. El material de trabajo y la herramienta de corte tienen un tamaño de elemento discretizado de 0.05 mm y 0.15mm, respectivamente. La pieza a trabajar debe tener un tamaño adecuado de elemento para lograr una independencia de malla, si es demasiado grande se podrían obtener resultados que no son correctos y si es muy pequeño se elevaría demasiado el tiempo de cálculo.

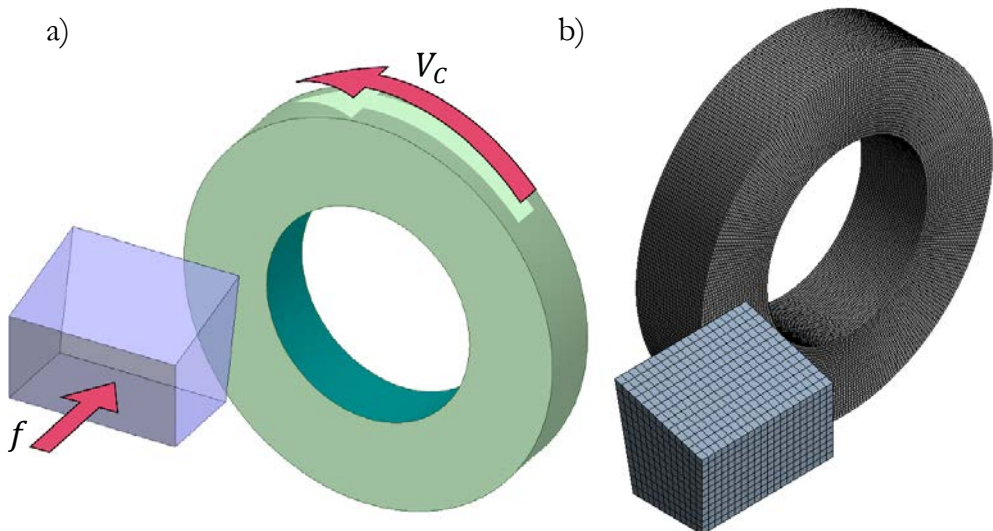


Figura 3.2 Propiedades de la simulación: (a) Condiciones de frontera. (b) Distribución de la malla en el modelo.

MODELO CONSTITUTIVO Y DE FALLA JOHNSON AND COOK

El comportamiento plástico del material de la pieza a mecanizar se modela por medio de la ecuación constitutiva de Johnson and Cook (3.4).

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n) \left(1 + C \cdot \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \right) \left(1 - \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \right)^m \right) \quad (3.4)$$

Las constantes de la ecuación constitutiva de Johnson and Cook usadas para definir el comportamiento del acero AISI 1045 se muestran en la Tabla 3.2 y fueron obtenidas de los trabajos de Ye et al [69] y Nasr [70].

Parámetro	Definición	AISI 1045	S235
A	Limite elástico [MPa]	533	275
B	Módulo de endurecimiento [MPa]	600	350
C	Coficiente de sensibilidad a la tasa de deformación	0.0134	0.022
n	Coficiente de endurecimiento	0.234	0.36
m	Coficiente de ablandamiento térmico	1	0.81
$\dot{\varepsilon}_0$	Tasa de deformación plástica de referencia [s ⁻¹]	1	5,6x10 ⁻⁴
T_{melt}	Temperatura de fusión [C]	1460	1537.85
T_{room}	Temperatura ambiente [C]	20	22

Tabla 3.2 Parametros de la ecuación constitutiva de Jhonson-Cook que definen el comportamiento plástico de los aceros AISI 1045 y S235.

El criterio que describe la fractura del material es el modelo de falla de Johnson-Cook, que relaciona la deformación de fractura con la tasa de deformación, la tensión y la temperatura (3.5).

$$\bar{\varepsilon}^f = (D_1 + D_2 \cdot \exp(D_3(\bar{\sigma}))) (1 + D_4 \cdot \ln(\varepsilon_{pl}^*)) \left(1 + D_5 \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right) \right) \quad (3.5)$$

Las constantes de la ecuación de falla de Johnson and Cook usadas para definir la fractura del acero AISI 1045 se muestran en la Tabla 3.3 y fueron obtenidas de los trabajos de Nasr [70] y Duan et al [71].

D1	D2	D3	D4	D5
0.06	3.31	-1.96	0.0018	0.58

Tabla 3.3 Parametros de la ecuación de falla de Jhonson-Cook que definen la fractura del acero AISI 1045.

3.1.1. CONDICIONES DE CORTE DEL MODELO 2D

El modelado del mecanizado ortogonal consta de dos cuerpos que representan los límites geométricos de la herramienta y el material a cortar, acero S235. La intersección geométrica de ambos cuerpos produce el arranque de viruta, para ello el material se mueve de izquierda a derecha mientras que la herramienta vibra sin desplazarse. Inicialmente, la validación del modelo se realiza con la herramienta estacionaria simulando un mecanizado convencional (MC).

MODELO GEOMÉTRICO

La herramienta se asume como un sólido rígido que no sufre deformaciones con un ángulo de ataque de 6°. El material a cortar es un acero S235 que se describe geoméricamente como un rectángulo que se encuentra en contacto con la herramienta de trabajo, ver Figura 3.3.

CONDICIONES DE FRONTERA

Las condiciones de frontera del material son la velocidad de corte V_C sobre el costado izquierdo y un soporte sin fricción en la base, como se aprecia en la Figura 3.3. La condición inicial sobre todo el cuerpo del material es V_C , el resto de condiciones y propiedades del material están definidos en la Tabla 3.1. En cuanto a la herramienta, las simulaciones iniciales para validar el modelo se realizan con un movimiento estacionario para 8 casos de estudio. Estos 8 cortes tendrán los mismos parámetros de corte utilizados por el trabajo de Saqib [54]. Luego, la herramienta se pone a vibrar bajo los parámetros de amplitud y frecuencia mostrados en la Tabla 3.4, esto con el fin de estudiar el comportamiento del VAM.

Modo de corte	Frecuencia (kHz)	Amplitud (μm)	
Estacionario	0	0	0
VAM-1Dx	10	5	0
	20		
	30		
	40		
VAM-1Dy	10	0	5
	10		
VAM-2D	20	5	5
	30		
	30		
	40		

Tabla 3.4 Parámetros de vibración para diferentes modos de mecanizado asistido por vibración (VAM). 1D – una dirección; 2D – dos direcciones.

MALLA

La malla usada en la simulación es de 75556 elementos cuadrangulares de primer orden y 76385 nodos, con una longitud aproximada del elemento de 0.00125 mm, con la cual se logra una independencia de malla. En la Figura 3.3 se observa una representación de la forma geométrica de la malla en el modelo, no se ilustra el tamaño real de la malla debido a que se obtendría una zona negra donde la malla es más densa.

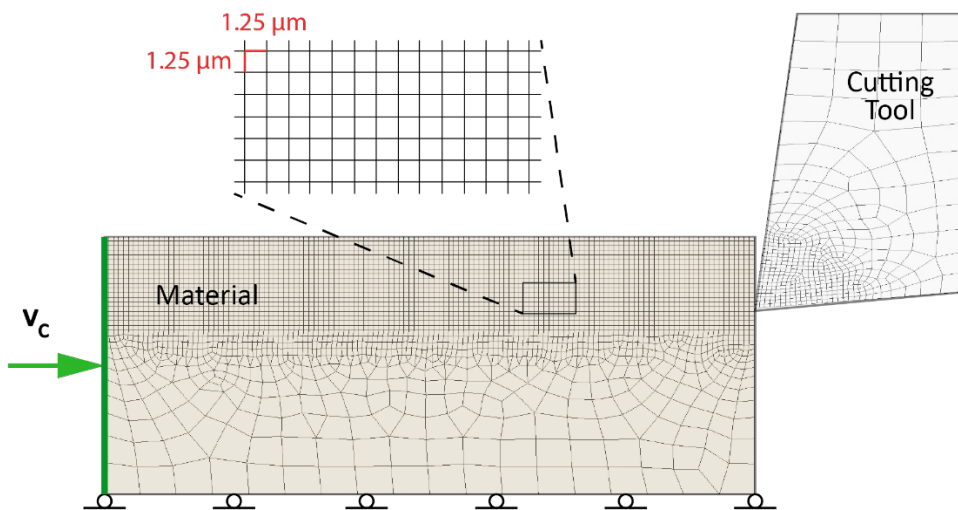


Figura 3.3 Condiciones de frontera y malla representativa del corte ortogonal modelado en FEM.

MODELO CONSTITUTIVO Y DE FALLA

El modelo de corte ortogonal también utiliza la ecuación constitutiva de Jhonson-Cook (3.4). Las constantes de esta ecuación que definen el comportamiento plástico del acero S235 se aprecian en la Tabla 3.2, y fueron obtenidas de los trabajos de Martínez [72] y Verleysen [73]. El modelo de fractura usado en este modelo es con la deformación unitaria constante.

3.2. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

A continuación, se detallan los resultados obtenidos del mecanizado convencional en el modelo de FEM en 3D y en 2D. Luego se presentan los resultados obtenidos del modelo de FEM en 2D para mecanizados que utilizan VAM.

3.2.1. CORTE ESTACIONARIO EN 3D

En este apartado se muestra la variación del esfuerzo y la temperatura en el modelo de torneado en 3D. Finalmente se compara la forma de la viruta con un mecanizado experimental y no se profundiza en el tema debido a que se concluye que es poco viable trabajar con este modelo.

En la Figura 3.4 se muestra el campo de tensiones de von Mises en la viruta. Los valores máximos de la tensión de von Mises se encuentran en una banda en torno a la zona de corte.

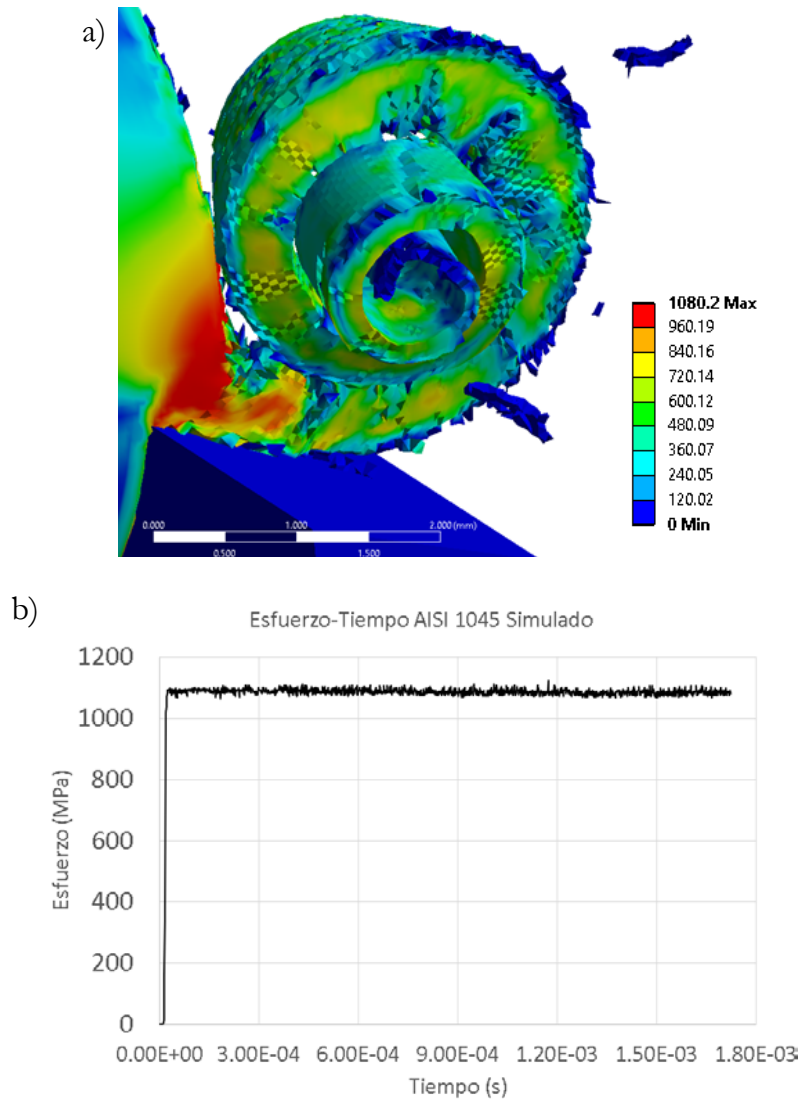


Figura 3.4 Esfuerzo de von Mises en MPa del corte convencional: **(a)** modelo virtual 3D, **(b)** comportamiento del esfuerzo máximo a través del tiempo de simulación.

La temperatura máxima durante la simulación se sitúa en la zona de contacto entre la herramienta y el material a cortar, como se puede observar en Figura 3.5 es difícil de apreciar en la simulación.

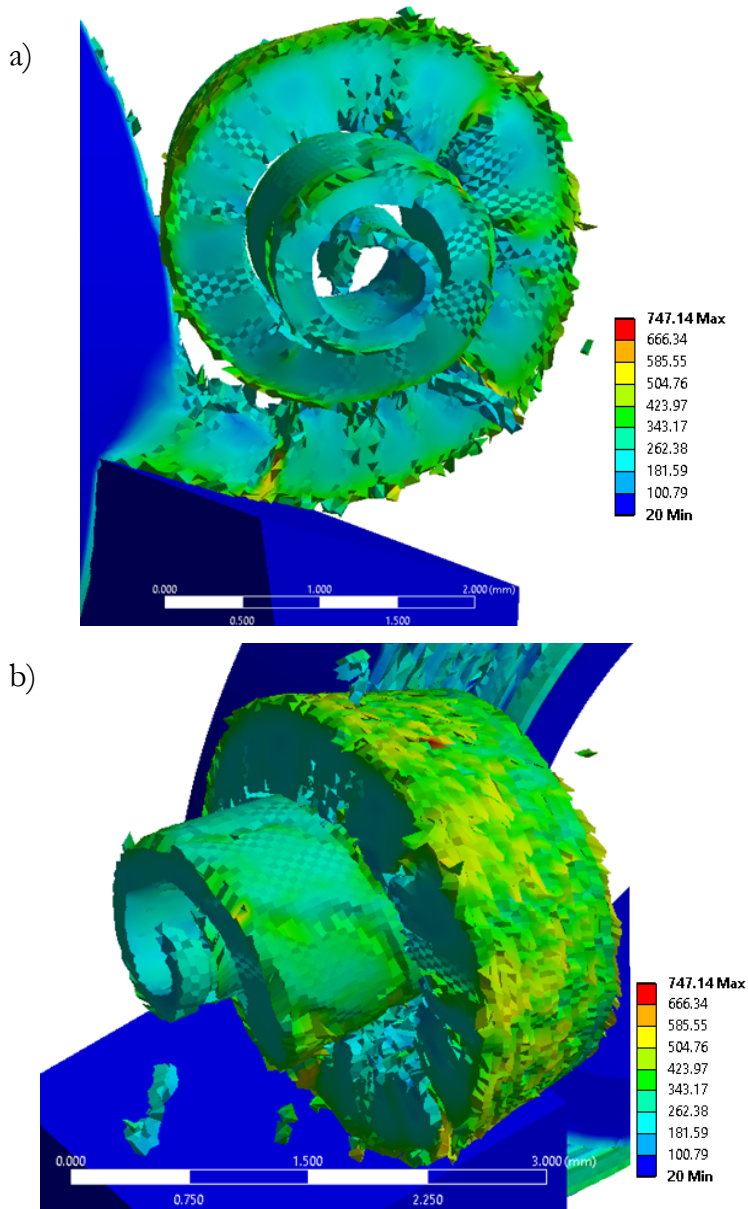


Figura 3.5 Temperatura del torneado 3D en grados Celsius desde diferentes puntos de vista.

La temperatura máxima en la simulación crece a través del tiempo y se estabiliza a 747 °C, ver Figura 3.6.a. En la Figura 3.6.b se observa que la temperatura media de la simulación en la zona de corte alcanza un valor de 340 °C.

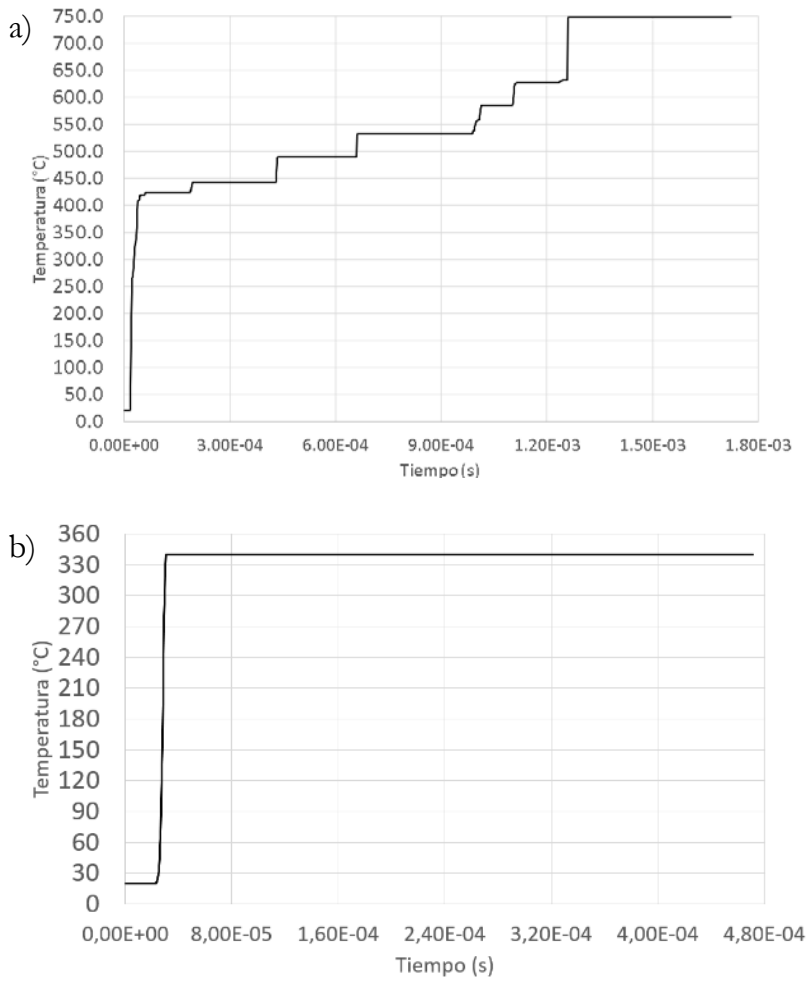


Figura 3.6 Temperatura en grados Celsius del modelo 3D, **(a)** temperatura máxima a través del tiempo, **(b)** temperatura media en la zona de corte.

El comportamiento de fractura de la viruta obtenida por el modelo matemático es equivalente a la experimental observada por Hoppe [74], para parámetros similares de corte de acero AISI 1045.

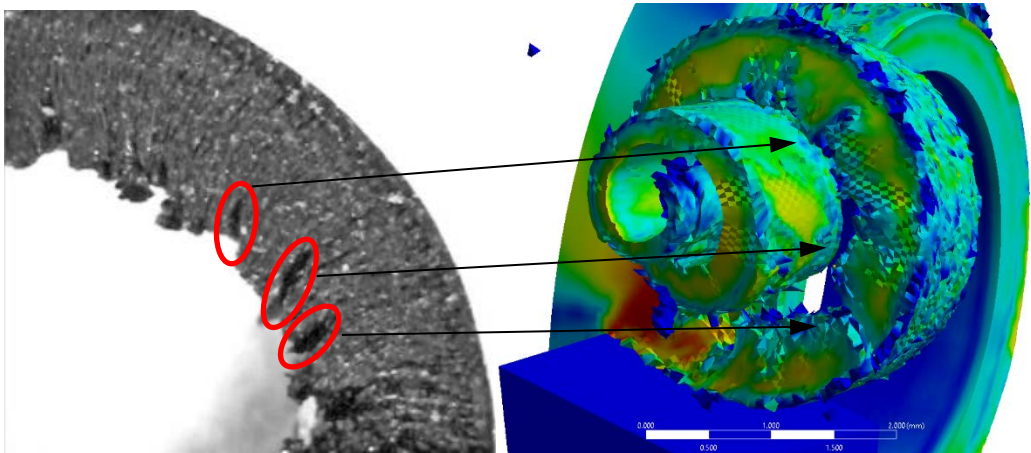


Figura 3.7 Comparación entre el comportamiento de la viruta de un AISI 1045 a una profundidad de corte de 1 mm experimental [74] y modelada en FEA.

Debido a los tiempos de simulación requeridos para un solo torneado, superior a un mes de computación en una Workstation de 8 núcleos a 3.2 GHz, se decide trabajar el análisis de FEM en modelos 2D.

3.2.2. CORTE ORTOGONAL ESTACIONARIO

Aquí se muestran los resultados obtenidos de las simulaciones de corte ortogonal estacionario. Se analiza y se compara el comportamiento del modelo de mecanizado ortogonal en la zona de corte con trabajos de otros investigadores. Finalmente, se presentan los resultados obtenidos para los 8 casos de corte estacionario y se comparan con datos experimentales del trabajo de Saqib [54]. Todo lo anterior con el fin de validar el modelo, ya que este se utiliza para analizar el corte asistido por vibración.

En la Figura 3.8.a se muestra el campo de tensiones de von Mises en la viruta. Los valores máximos de la tensión de von Mises se encuentran en una banda en torno a la zona de corte primaria, banda que suele definirse por el ángulo del plano corte, que está en el orden de los 22.5° , similar al valor encontrado por [75]. Asumiendo que existe un espesor de banda

cortante en torno a la zona de deformación primaria [76], se estudian los valores de tensión máxima, tasa de deformación cortante y temperatura en dicha zona, ver Figura 3.8.b. Para ello, se considera que la banda es unidimensional y las magnitudes antes mencionadas son función de una coordenada en la dirección perpendicular al plano cortante principal.

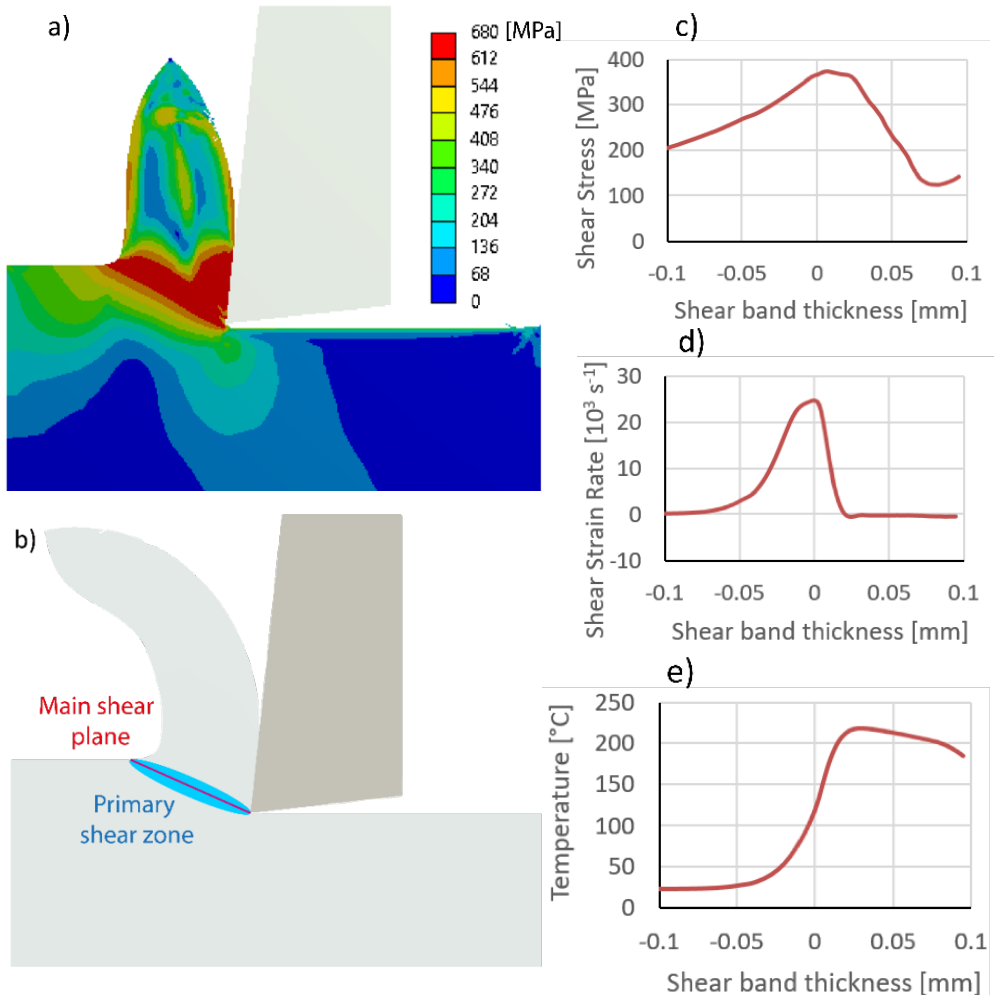


Figura 3.8 Modelo numerico de corte ortogonal estacionario: **(a)** esfuerzo de von Mises, **(b)** zona cortante primaria, **(c)** distribución del esfuerzo cortante, **(d)** tasa de deformación cortante, y **(e)** temperatura.

En la Figura 3.8.c se muestra el comportamiento del esfuerzo cortante en función del espesor de la banda de corte, el valor máximo del esfuerzo cortante se encuentra en torno a la posición 0 que corresponde al hipotético plano de corte. De forma similar la tasa de deformación cortante Figura 3.8.d, comienza a crecer de forma suave hasta llegar a un valor máximo sobre el plano de corte, para luego disminuir rápidamente a cero, el valor máximo obtenido por la simulación FEM es del mismo orden de magnitud que el obtenido por Tounsi [76]. La temperatura también experimenta un rápido aumento desde la temperatura ambiente, llegando a un valor máximo sobre el plano de corte Figura 3.8.e, para luego mantenerse relativamente constante como muestra [77].

La curva de tasa de deformación cortante permite definir el comienzo y el final del espesor de la banda de corte. Como se puede ver la curva de tasa de deformación cortante no es simétrica respecto del plano de corte y se caracteriza por una razón α tal como describe Tounsi. En las simulaciones la razón α y el espesor de la banda cortante h , se obtiene a partir del área bajo la curva de tasa de deformación cortante. El límite izquierdo y derecho se definen de forma tal que el área bajo la curva es el 99% del área total. La diferencia entre el límite derecho e izquierdo define el espesor de la banda cortante h . Komanduri dice que el espesor de la banda cortante puede ser aproximado a la mitad del espesor de la viruta sin cortar a_0 [77]. El cociente entre el espesor de la viruta sin cortar y el espesor de la banda cortante es estudiado en la simulación FEM. La estimación obtenida de las diferentes simulaciones de FEM muestra que con una probabilidad del 95% el cociente se encuentra en el intervalo (1.64, 1.83), rango en que se encuentra los experimentos mostrados por Tounsi y por Binglin [78]. De forma similar la razón α se encuentra en el intervalo (0.78, 0.82), rango en el que también se encuentran los resultados mostrados por Tounsi y por Binglin. La fuerza simulada horizontal F_x y vertical F_y que realiza el material sobre la herramienta de corte es 98 N y -4 N respectivamente, ver Figura 3.9.

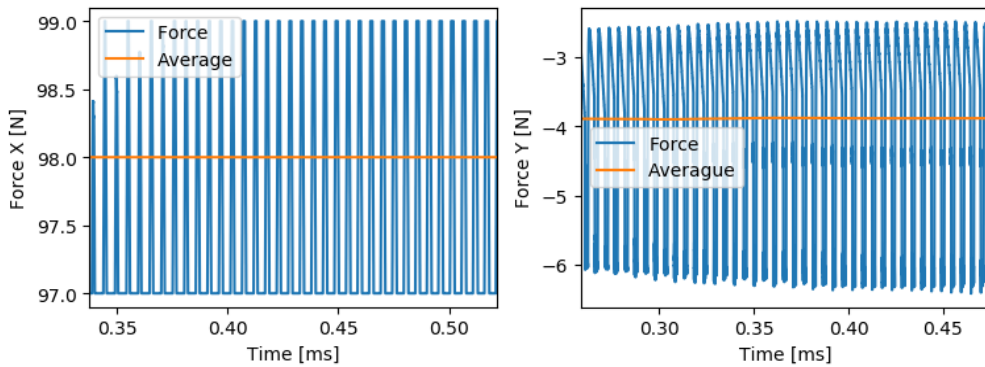


Figura 3.9 Fuerzas de corte convencional simuladas por FEM.

En la Tabla 3.5 se muestra una comparativa entre la simulación con FEM y los datos experimentales mostrados por Saqib [54] para un acero S235. En ella se comparan dos parámetros del corte, relación de compresión y ángulo del plano cortante, para tres diferentes parámetros de corte, velocidad de corte, avance y profundidad de corte. La relación de compresión muestra un error importante en la predicción. Sin embargo, para una velocidad de corte de 57,5 mm/min la relación de compresión simulada muestra en general un error menor. En cambio, para una velocidad de corte de 38.2 mm/min el error es mayor.

La relación de compresión es un parámetro asociado a un comportamiento plástico a altas tasas de deformación cortante, fenómeno difícil de capturar con un modelo de FEM. Esta puede ser una de las razones por las que este parámetro no queda bien representado por la simulación, aunque los valores simulados están en el mismo orden de magnitud que los datos experimentales. El ángulo del plano cortante tampoco queda bien representado por la simulación de FEM, es probable que esto se deba a un problema de fondo, suponer que la zona de deformación primaria queda definida por un plano de corte es una idea muy simple. Como se puede ver en la Figura 3.8.a se debe hablar de una región donde se encuentran las mayores tensiones de corte y por lo tanto no hay un único plano.

Estacionario	V_c (m/min)	f (m/rev)	a_0 (mm)	ξ		φ (°)	
				Exp.	FEM	Exp.	FEM
Caso 1	57.46	0.07	0.2	3.69	3.09	10.5	21.3
Caso 2	57.46	0.14	0.2	2.96	2.58	10.7	21.4
Caso 3	57.46	0.07	0.4	4.09	3.17	14.1	23.7
Caso 4	57.46	0.14	0.4	3.06	2.46	18.9	24.8
Caso 5	38.21	0.07	0.2	6.36	3.24	10.4	21.5
Caso 6	38.21	0.14	0.2	4.32	2.76	10.8	21.5
Caso 7	38.21	0.07	0.4	5.25	3.20	10.9	21.8
Caso 8	38.21	0.14	0.4	3.34	2.62	17.2	24.2

Tabla 3.5 Parámetros de corte de experimentación y simulación numerica de un proceso de corte ortogonal estacionario.

3.2.3. CORTE DINÁMICO ORTOGONAL

A continuación, se muestran los resultados de un estudio de simulación con FEM de un corte asistido con vibración. Se analizan los tres tipos de corte asistido mostrados en la Figura 1.2 para cuatro frecuencias de excitación 10, 20, 30 y 40 kHz. El primer grupo de simulaciones corresponde a un desplazamiento oscilatorio de la herramienta en dirección horizontal, el segundo grupo corresponde desplazamiento oscilatorio de la herramienta en dirección vertical y el tercer grupo corresponde a una vibración que produce un desplazamiento elíptico de herramienta. En todos estos casos la tensión de von Mises en la zona de corte primaria es similar en magnitud. La forma del chip para la vibración horizontal Figura 3.10 y elíptica Figura 3.12 son muy similares, en cambio para la vibración vertical Figura 3.11 la forma del chip cambia, aparecen grietas en la cara del chip que está en contacto con el plano de ataque de la herramienta. También aparecen irregularidades en el material que está en contacto con la superficie del flanco de la herramienta.

En la Figura 3.10 se muestran las fuerzas para el corte asistido por una vibración horizontal VAM-1Dx, a frecuencias de 10, 20, 30 y 40 kHz. Se puede observar que la componente de la fuerza en dirección horizontal es

mucho mayor que la fuerza en la dirección vertical, similar a lo que sucede en el caso sin vibración.

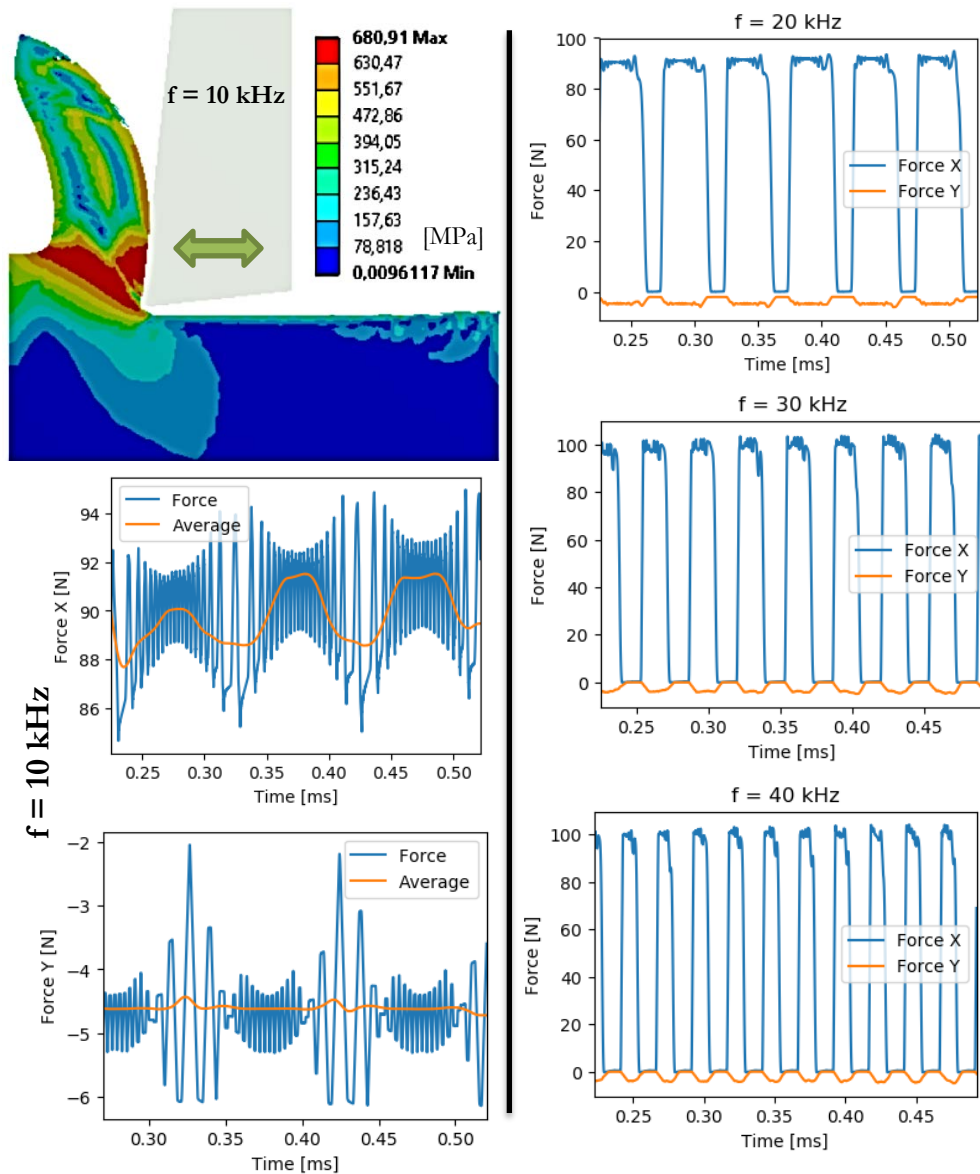


Figura 3.10 Fuerzas horizontales F_x y verticales F_y de VAM-1Dx a 10, 20, 30 y 40 kHz.

En la Figura 3.11 se muestran las fuerzas para el corte asistido por una vibración vertical VAM-1Dy, a una frecuencia de 10 kHz. Se puede observar que aparecen irregularidades en la superficie del chip y en la superficie del material. Las irregularidades producidas en la zona del chip que está en contacto con el plano de ataque se deben probablemente a los choques de la herramienta con la superficie del material, debido a la oscilación vertical de la herramienta. Los choques con la superficie son momentos de grandes deformaciones plásticas que ocurren en instantes muy pequeños, situación difícil de capturar por la simulación. Es probable que por esta razón no se haya podido capturar correctamente este fenómeno. La simulación arroja un valor superior al 10% sugerido por el software de simulación para el parámetro error de la conservación de la energía lo que hace que la solución no sea fiable ya que no responde a la física del problema.

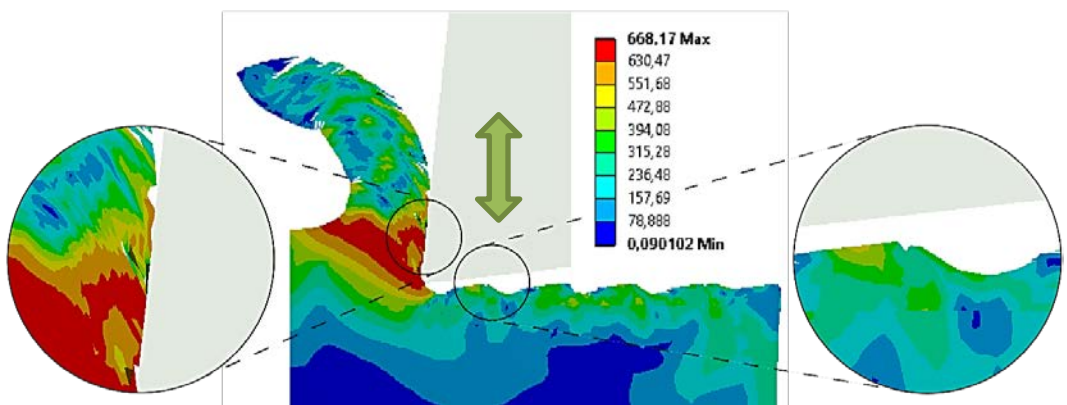


Figura 3.11 Esfuerzos de von Mises de VAM 1Dy a 10 kHz.

En la Figura 3.12 se muestran las fuerzas para el corte asistido por una vibración elíptica VAM-2D, a una frecuencias de 10, 20, 30 y 40 kHz. Se puede observar que la componente de la fuerza en dirección horizontal tiene un comportamiento similar al VAM-1Dx.

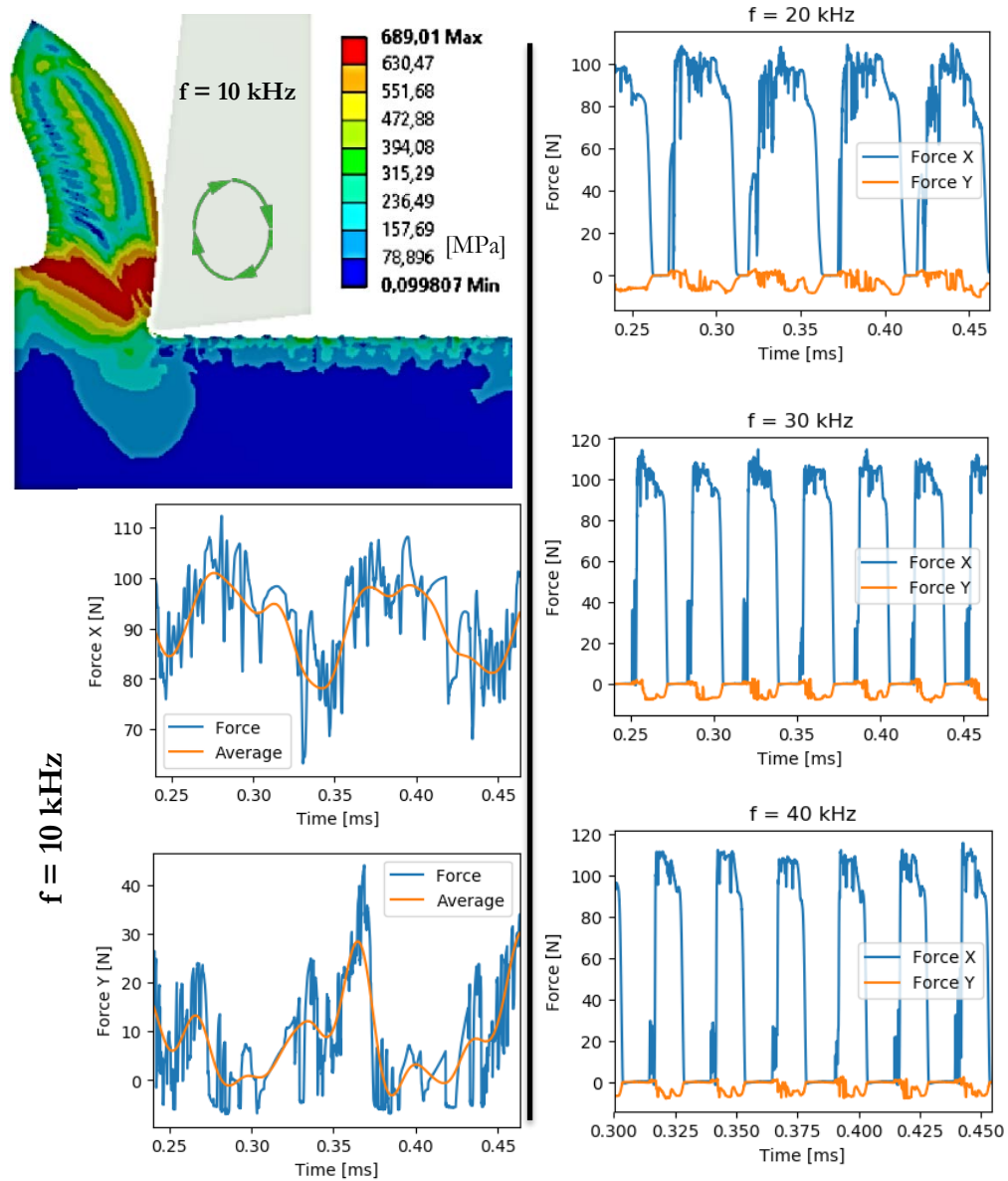


Figura 3.12 Fuerzas de VAM-2D elíptico a 10, 20, 30 y 40 kHz.

Los picos de la fuerza en el VAM-2D se presentan cuando la herramienta se mueve en sentido contrario al movimiento del material y los valles cuando la dirección del movimiento de la herramienta y el material

coinciden. La componente horizontal de la fuerza a una frecuencia de 10 kHz presenta valores de media móvil oscilando entre 78 N y 102 N. Este comportamiento oscilatorio que presenta la fuerza parece indicar que siempre hay contacto entre la herramienta y el material. Para esta frecuencia, la fuerza vertical es equivalente al de VAM-1Dy debido a que la punta de la herramienta describe una onda senoidal similar para ambos cortes. Por el contrario, los cortes para frecuencias de vibración de la herramienta de 20, 30 y 40 kHz muestra que la componente de la fuerza horizontal tiene un comportamiento oscilatorio con un valor mínimo de cero, al igual que en el VAM-1Dx. La componente de fuerza en la dirección que actúa sobre la herramienta muestra valores negativos de fuerza, debido a la inclinación de 6° que tiene ángulo de ataque. Comparando las magnitudes de las componentes de las fuerzas se observa que la componente horizontal realiza un mayor trabajo que la componente vertical, debido a que la fuerza horizontal es mucho mayor que la fuerza vertical.

Como se ha podido observar en las Figura 3.10 y Figura 3.12, dependiendo de la frecuencia el VAM presenta instantes donde la herramienta no está en contacto con el material. Estos instantes se pueden determinar encontrando el momento en que la fuerza horizontal y la tasa de deformación cortante igual a cero. En la Figura 3.13 se muestra el porcentaje de tiempo de contacto herramienta-material para un período de vibración, para las condiciones de corte definidas en el experimento. Se observa que a medida que aumenta la frecuencia de vibración la razón de contacto herramienta-pieza disminuye. Situación que debería influir sobre la potencia de corte consumida en un periodo. En esta figura también se muestra una curva de razón de contacto herramienta-pieza teórica reportada en [10], cuyos valores son similares a los obtenidos por la simulación VAM-1Dx. También, se observa que la razón de contacto entre un VAM-2D es mayor que la del VAM-1Dx.

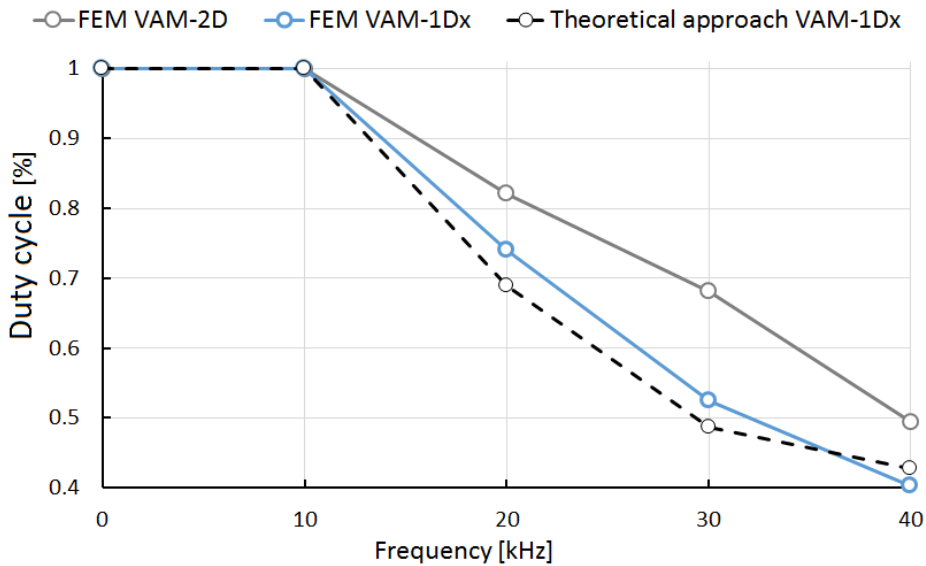


Figura 3.13 Comportamiento del ciclo de trabajo para diferentes frecuencias de vibración usando VAM-1Dx y VAM-2D.

En la Figura 3.14 se muestra la fuerza media y la fuerza pico para frecuencias de 10, 20, 30 y 40 kHz. Se observa que la fuerza media decrece a medida que la frecuencia se incrementa, debido a que la razón de contacto herramienta-material disminuye y la fuerza pico no aumenta en la misma proporción. En un VAM-1Dx la fuerza pico aumenta a medida que la frecuencia aumenta, llegando a estabilizarse desde los 20kHz a partir de los cuales no hay cambios significativos en la fuerza pico. En cambio, en la fuerza media si hay cambios significativos, a medida que aumenta la frecuencia disminuye la fuerza media. Al parecer la fuerza media puede seguir disminuyendo con el aumento de la frecuencia en cambio la fuerza pico tiene un techo que seguramente está relacionado con el esfuerzo de fluencia del material.

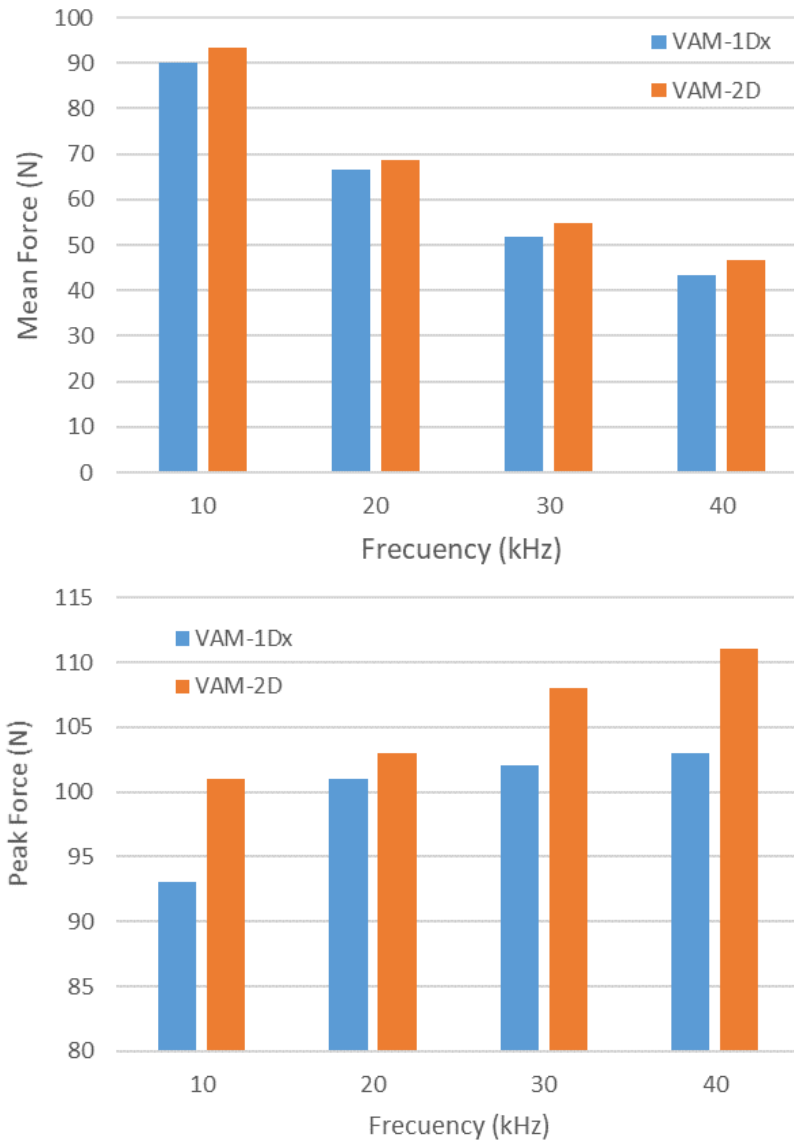


Figura 3.14 Fuerza media y pico vs frecuencia para VAM-1Dx y VAM-2D.

3.3. OBSERVACIONES Y CONCLUSIONES

A continuación, se relacionan algunas observaciones y conclusiones de este capítulo. Para los modelos planteados se establece el comportamiento plástico de los materiales por medio de la ecuación constitutiva de Johnson

and Cook. Se implementó la ecuación de falla de Johnson and Cook para el modelo 3D y la de falla por deformación unitaria constante para el modelo 2D. Es necesario precisar que la selección de estas ecuaciones y los valores de las constantes afectaran las propiedades del material y su comportamiento mecánico.

3.3.1. MODELO 3D

La aproximación del mecanizado en 3D por FEM logro simular el corte convencional de un acero AISI 1045. Se analizaron los parámetros de esfuerzo, temperatura y comportamiento de la viruta, y se puede concluir:

- Este modelo puede predecir esfuerzo deformación y temperatura, y aproximar el comportamiento real de la viruta para cualquier material plenamente definido en su plasticidad y falla.
- Se analizaron los parámetros de mallado necesarios para obtener un buen comportamiento de la viruta intentando reducir al máximo el tiempo de simulación y obteniendo resultados cercanos a comportamientos reales. A pesar de esto, los tiempos de simulación fueron excesivos para un mecanizado estacionario, lo que lo vuelve inviable en un análisis del mecanizado con VAM por FEM.

3.3.2. MODELO 2D

En el presente trabajo, se desarrolló y validó con éxito un enfoque FEM para el corte ortogonal, para estudiar el proceso de corte asistido por vibración multidireccional en acero al carbono S235. Gracias a esto, se analizaron varios parámetros de corte, como el ciclo de trabajo y las fuerzas de corte en los diferentes modos de mecanizado asistido por vibración (VAM-1Dx, VAM-1Dy y VAM-2D). En consecuencia, los principales hallazgos se resumen a continuación:

- Para las diferentes condiciones de VAM, hubo frecuencias de vibración donde la herramienta de corte no estaba en contacto permanente con el material a cortar. Cuando esto ocurrió, se observó un menor promedio de fuerzas de corte.

- En VAM-1Dy, las fuerzas de corte estimadas exhibieron resultados poco confiables, debido a la falta de conservación de la energía. Además, el grosor de la viruta mostraba irregularidades en la superficie del material en contacto con el flanco y las caras de ataque de la herramienta de corte.
- Los valores medios de las fuerzas se reducen a medida que se incrementan las frecuencias tanto para VAM-1Dx y VAM-2D, alcanzando a reducirse hasta un 45% para frecuencias de 40 kHz. De igual forma los valores de los picos se incrementan, pero los tiempos en que estos actúan se ven reducidos.

3.4. RECAPITULACIÓN

Se construyen dos modelos en elementos finitos para el análisis del corte con vibración asistida en 2D y 3D. Se realiza el análisis de dinámica explícita en ANSYS de los modelos en un mecanizado estacionario, sin movimiento de la herramienta. Se comparan los resultados obtenidos en los dos modelos y se concluye que el tiempo de simulación del modelo 3D hace inviable su uso para estudiar el corte asistido con vibración. Se valida el modelo 2D y se utiliza en el corte dinámico con tres formas diferentes de oscilación a frecuencias de 10, 20, 30 y 40 kHz. Los modelos de oscilación vertical de la herramienta no fueron confiables debido a que como no hay conservación de la energía los análisis de dinámica explícita no son confiables. Se determinan las fuerzas de corte de los modelos vibrando en la dirección de la velocidad de corte y de los modelos que vibran con un movimiento elíptico. Se comprueba que las fuerzas medias se reducen cuando se utiliza el corte asistido por vibración.

Capítulo 4. ENERGÍA ESPECÍFICA DE CORTE, SCE

En este capítulo se estudia el comportamiento de la energía específica de corte (SCE, Specific Cutting Energy) a partir de los datos obtenidos en las simulaciones de elementos finitos (FEM, Finite Element Method) del capítulo anterior. Inicialmente, se determina el valor de la SCE de un modelo estacionario obtenido por FEM. El corte sin vibración se utiliza para validar el modelo FEM ya que existe abundante información experimental del comportamiento de la SCE en diferentes procesos de corte como taladrado [51], serrado [52] y torneado [49]. Una vez ajustado el modelo de FEM se determina la SCE del mecanizado con vibración en una y dos dimensiones VAM-1D y VAM-2D respectivamente. Finalmente, para analizar que ventaja energética aporta la utilización del VAM al torneado, se calcula la energía específica de corte relativa (RSCE). La RSCE relaciona la SCE de un torneado con corte dinámico y corte estacionario.

4.1. MODELOS DE ENERGÍA ESPECÍFICA

La energía específica en torneado puede calcularse en dos formas; con los modelos que determinan la SCE del material y con modelos que determinan la energía específica consumida (SEC, Specific Energy Consumption). Stephenson [79] define la SCE como la energía requerida para mecanizar una unidad de volumen del material de trabajo. La SCE relaciona la potencia de corte, N_c , y la tasa de material removido, Q_w , como se aprecia en la ecuación (4-1).

$$SCE = \frac{N_c}{Q_w} \quad (4.1)$$

La SEC relaciona la energía total consumida y Q_w . Para la SEC se utiliza el modelo de la ecuación (4.2), donde la energía total consumida es la potencia eléctrica activa, P_{EA} .

$$SEC = \frac{P_{EA}}{Q_w} \quad (4.2)$$

Li et. al [80] presentan el modelo para torno que se observa en la ecuación (4.3), donde C_0 y C_1 son coeficientes de la máquina herramienta.

$$SEC = C_0 + \frac{C_1}{Q_w} \quad (4.3)$$

En este capítulo se analiza el comportamiento del corte con la energía específica de corte, SCE. El análisis experimental se detalla en el capítulo 5, donde se determina la energía específica consumida.

A continuación, se plantea como se determina la potencia de corte y la tasa de material removido en un corte ortogonal.

4.1.1. POTENCIA DE CORTE, N_c

La potencia de corte se define como el producto de la fuerza de corte F_c por la velocidad de corte V_c , definición expresada en ecuación (4.4)

$$N_c = F_c \cdot V_c \quad (4.4)$$

Estas variables en un mecanizado ortogonal se pueden apreciar en la Figura 4.1.

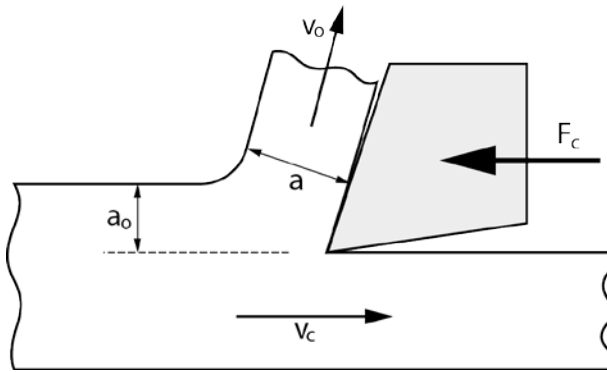


Figura 4.1 Variables del corte ortogonal para determinar SCE.

4.1.2. TASA DE MATERIAL REMOVIDO, Q_w

La tasa de material removida se define como el producto de la velocidad de salida del chip V_o por la sección de salida de la viruta, A_0 .

$$Q_w = V_o \cdot A_0 \quad (4.5)$$

La sección se determina siguiendo los nodos que definen la línea a-b como se muestra en la Figura 4.2.

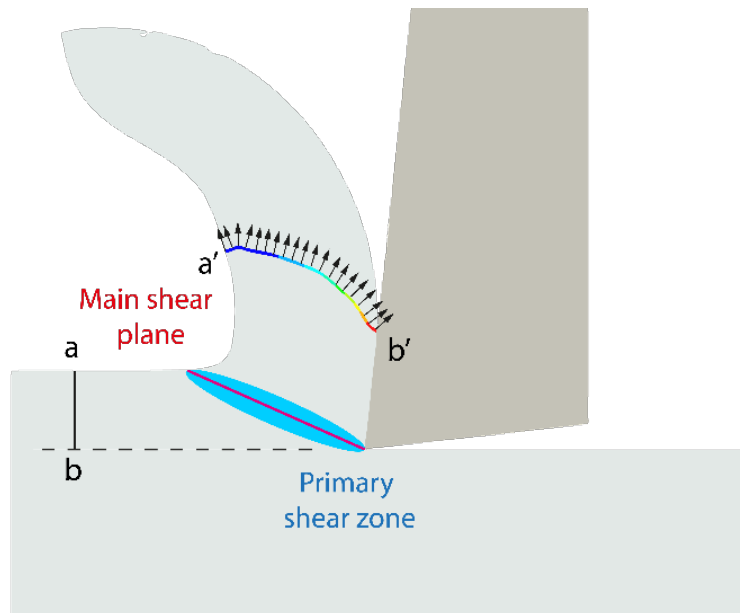


Figura 4.2 Zona cortante primaria y fibra para análisis de velocidad.

Primero se define la fibra a-b en la zona no deformada, se marcan los nodos y luego se sigue dicha marca para identificarlos a la salida del corte. Con la fibra deformada a'-b' se calcula la velocidad media de salida V_o usando la ecuación (4.6), donde V_s es la velocidad en cada punto a lo largo de la longitud de la fibra L ,

$$V_o = \frac{1}{L} \int_0^L V_s(t) dt = \frac{1}{\sum L_i} \sum V_{Ni} L_i \quad (4.6)$$

donde L_i es la longitud de cada segmento y V_{Ni} es la componente normal de la velocidad de cada segmento.

Teniendo en cuenta todo lo anterior, la ecuación (4.7) muestra el modelo de SCE para el corte ortogonal al reemplazar las variables descritas previamente.

$$SCE = \left(\frac{F_c \cdot V_c}{V_o \cdot A_o} \right) \quad (4.7)$$

4.2. VALIDACIÓN DEL MODELO ESTACIONARIO POR SCE

La Tabla 4.1 es un complemento de la Tabla 3.5, donde se muestra una comparativa entre la simulación con FEM y los datos experimentales mostrados por Saqib [54] para un acero S235. En la Tabla 4.1 se comparan tres parámetros del corte, relación de compresión ξ , ángulo del plano cortante φ , y SCE, para tres diferentes parámetros de corte, velocidad de corte V_c , avance f , y profundidad de corte a_o . Como se analizó en el capítulo anterior, la relación de compresión muestra un error importante en la predicción, este parámetro es asociado a un comportamiento plástico a altas tasas de deformación cortante, fenómeno difícil de capturar con un modelo de FEM. Esta puede ser una de las razones por las que este parámetro no queda bien representado por la simulación, aunque los

valores simulados están en el mismo orden de magnitud que los datos experimentales. El ángulo del plano cortante tampoco queda bien representado por la simulación de FEM, es probable que esto se deba a un problema de fondo, suponer que la zona de deformación primaria queda definida por un plano de corte es una idea muy simple. La SCE simulada está en el mismo orden de magnitud que los datos experimentales y se puede decir que el comportamiento de la SCE es capturado por la simulación de FEM, como se muestra en la Tabla 4.1.

Si el avance aumenta la SCE disminuye, como muestra el trabajo de Saqib [54]. De forma similar, si la velocidad de corte aumenta la SCE disminuye. El orden de magnitud de la disminución de la SCE es similar para ambos parámetros. La simulación por FEM de un corte ortogonal sin vibración muestra un comportamiento y unos resultados muy similares a los obtenidos por otros autores, lo que valida el modelo usado en este trabajo. En el siguiente apartado se trata el problema de corte asistido con vibración utilizando el mismo modelo de FEM aplicado al problema de corte sin vibración.

Caso	V_C (m/min)	f (m/rev)	a_0 (mm)	ξ		φ (°)		SCE (W·s/mm ³)	
				Exp.	FEM	Exp.	FEM	Exp.	FEM
1	57.46	0.07	0.2	3.69	3.09	10.5	21.3	6.7	4.6
2	57.46	0.14	0.2	2.96	2.58	10.7	21.4	4.4	3.1
3	57.46	0.07	0.4	4.09	3.17	14.1	23.7	4.8	4.6
4	57.46	0.14	0.4	3.06	2.46	18.9	24.8	3.4	4.1
5	38.21	0.07	0.2	6.36	3.24	10.4	21.5	6.0	5.1
6	38.21	0.14	0.2	4.32	2.76	10.8	21.5	3.6	4.8
7	38.21	0.07	0.4	5.25	3.20	10.9	21.8	5.4	4.9
8	38.21	0.14	0.4	3.34	2.62	17.2	24.2	4.2	3.7

Tabla 4.1 Parámetros de corte de experimentación y simulación numerica de procesos de corte ortogonal estacionario con la SCE.

4.3. ENERGÍA ESPECÍFICA DE CORTE PARA MECANIZADO DINÁMICO.

Para un problema de VAM la potencia de corte y la tasa de material removido no son valores constantes. Razón por la que se utiliza el valor medio de cada una de estas magnitudes en un periodo de vibración.

4.3.1. VELOCIDAD DE SALIDA PARA VAM

Para obtener la velocidad de salida, V_0 , se procede al igual que en el corte estacionario, se define una fibra en la entrada y se identifica dicha fibra a la salida del chip. La velocidad de salida de esta fibra varía durante el periodo de vibración Δt , como se aprecia en la Figura 4.3, con ella se determina la velocidad media de salida del chip, ecuación (4.6). Con esta metodología se encuentra la SCE promedio para un periodo de vibración Δt .

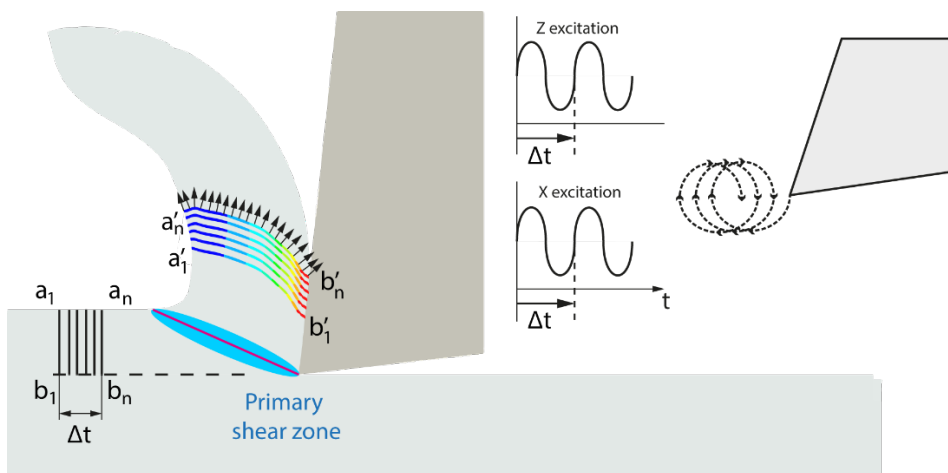


Figura 4.3 Variación de la velocidad de la fibra durante un periodo de vibración.

4.3.2. FUERZA DE CORTE PARA VAM

El cálculo de la fuerza de corte, F_c , se realiza tomando la media durante un periodo de oscilación de la vibración, Δt . Se estudia el comportamiento de la fuerza durante el corte y se selecciona el mismo Δt utilizado durante el análisis de la velocidad de salida, a este periodo se le calcula la fuerza media como se aprecia en la Figura 4.4.

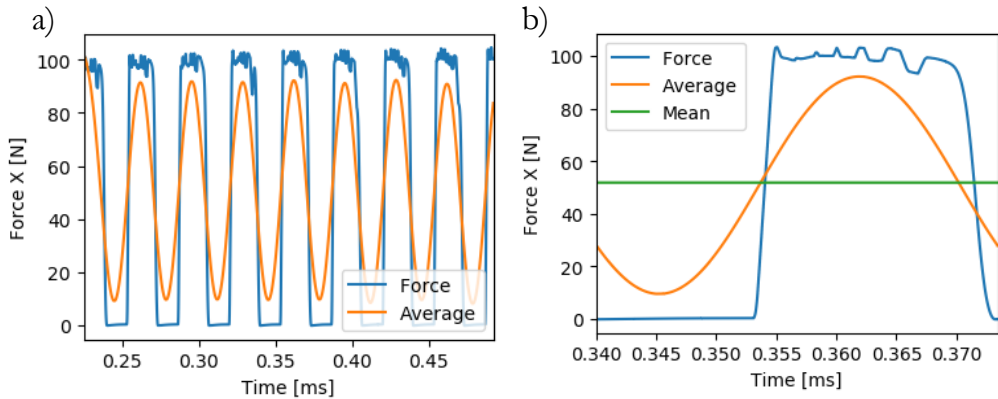


Figura 4.4 Componente X de las fuerzas en un corte por vibración: **(a)** Comportamiento oscilatorio **(b)** valor medio de la fuerza durante un periodo de vibración.

4.3.3. ENERGÍA ESPECIFICA DE CORTE RELATIVA

La energía específica de corte relativa (RSCE, Relative Specific Cutting Energy) se determina por medio de (4.8), que relaciona el SCE de un corte dinámico con el SCE de un corte estacionario. La determinación de la RSCE se realiza para mecanizados con iguales condiciones de avance, velocidad de corte y profundidad de pasada. Este parámetro está definido de tal forma que para un mecanizado sin vibración RSCE es igual 1. Esto nos permite observar el aporte en la SCE debido al uso de vibración en el corte,

$$RSCE = \frac{SCE_{dynamic}}{SCE_{stationary}} \quad (4.8)$$

En la Figura 4.5 se muestra la RSCE obtenida para cortes con VAM a frecuencias de 10, 20, 30 y 40 kHz. La RSCE de un mecanizado con vibración es siempre menor que uno. Por lo tanto, la energía necesaria por unidad de volumen de material arrancado en un proceso de corte asistido con vibración es menor que en un corte convencional. A la frecuencia de 10 kHz la RSCE de VAM-1Dx y VAM-2D son similares y levemente inferiores a uno. En cambio, para frecuencias de 20, 30 y 40 kHz, frecuencias para las cuales la herramienta de corte se separa del material, la

RSCE decrece a medida que la frecuencia aumenta. Para estas frecuencias, la VAM-1Dx tiene menor RSCE que la VAM-2D y para frecuencias de 30 y 40 kHz la RSCE pareciera estabilizarse a un valor constante.

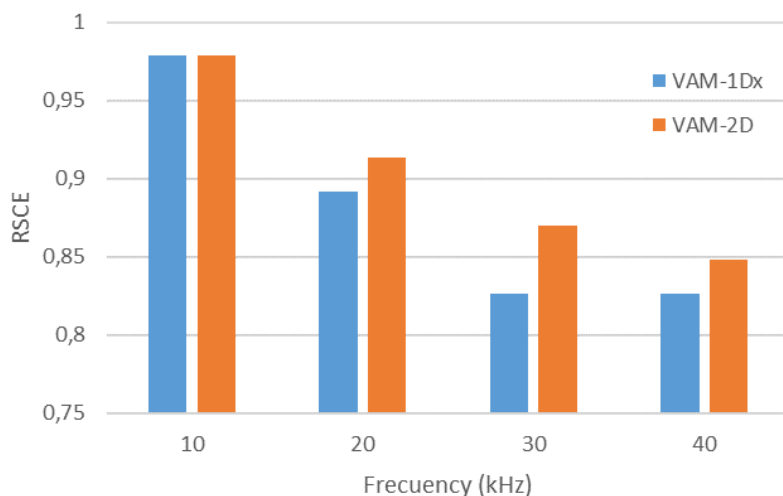


Figura 4.5 Energía específica de corte relativa vs Frecuencia para VAM-1D_x y VAM-2D.

El comportamiento decreciente del RSCE a medida que aumenta la frecuencia de vibración no era evidente, por una parte, la disminución de la razón de contacto estaría asociada a una disminución de la potencia media, por otra parte, el corto tiempo de contacto herramienta-material hace que la fuerza pico aumente, ver Figura 3.14, situación que haría aumentar la potencia media. Además, cuando no hay contacto herramienta-pieza, la tasa de material removido es cero, disminuyendo la tasa de material removido promedio y aumentando la SCE. La suma de todos estos comportamientos, algunos antagónicos, hace que el mecanizado asistido por vibración resulte un proceso prometedor como comentan Brehl [10], Xu [81] entre otros autores.

4.4. OBSERVACIONES Y CONCLUSIONES

En este capítulo se valida con éxito el modelo por FEM para el corte ortogonal estacionario de un acero al carbono S235 a partir de la SCE. Se analiza la SCE bajo los diferentes modos de mecanizado asistido por

vibración (VAM-1Dx y VAM-2D) utilizando el modelo validado. Las conclusiones de este análisis se explican a continuación:

- El corte ortogonal estacionario presentó un SCE mayor que las condiciones de VAM estudiadas (VAM-1Dx y VAM-2D). Por lo tanto, el uso de VAM parece ser un proceso más eficiente para cortar acero al carbono S235. Este resultado ratifica que la maquinabilidad mejora con VAM.
- El comportamiento de SCE presentó valores más bajos para frecuencias de vibración más altas, a pesar del hecho de que las frecuencias de vibración más altas conducen a tasas de eliminación de material más bajas. Esto se debe a que la potencia de corte disminuyó más rápido que los valores de la tasa de eliminación de material, a causa del contacto intermitente entre la herramienta de corte y el material a cortar.
- Porcentualmente, la maquinabilidad del material mejoró hasta un 18% cuando se utilizó un VAM-1Dx con una frecuencia de vibración de 30 kHz.

4.5. RECAPITULACIÓN

Se realiza un análisis de la energía específica de corte sobre los modelos de elementos finitos del capítulo anterior. Se calcula la diferencia entre la energía específica de corte y la energía específica consumida, parámetros utilizados en estudio del mecanizado. Se establece como se determina para los modelos ortogonales, con la herramienta estacionaria, la potencia de corte y la tasa de material removido. Se obtienen los resultados de la energía específica de corte para el modelo estacionario bajo diferentes parámetros de corte y se comparan con datos experimentales, validando el modelo desde el punto de vista energético. Se estudia la energía específica de corte relativa para comparar el comportamiento del corte asistido con vibración y el corte convencional. Se concluye que la maquinabilidad del material mejora al utilizar el mecanizado asistido por vibración.

Capítulo 5. EXPERIMENTACIÓN, RESULTADOS Y DISCUSIÓN

En este capítulo se detalla el desarrollo experimental de esta tesis.

Se utiliza una nueva herramienta asistida con vibración resonante, que realiza la operación de cilindrado vibrando en la dirección de la velocidad de corte, en un acero S235 y C45E. Se explora su uso comenzando con la determinación de la fuerza de corte para realizar el análisis modal. Para ello se presentan dos modelos para la herramienta de corte, sin imán y con imán. Luego se determina la frecuencia de resonancia a la cual trabaja en la dirección de la velocidad de corte y se calibra el circuito para el modelo con imanes, que es el más representativo del sistema. Una vez configurada la herramienta para trabajar a la frecuencia de modo de resonancia en la dirección de la velocidad de corte se realizan los cilindrados.

5.1. HERRAMIENTA

La herramienta VAM-1D_x utilizada en la experimentación está basada en la desarrollada por Zaroual bajo la dirección de Hernán Alberto González Rojas [82]. Ella se observa en la Figura 5.1 y consta de una bobina de cobre de 1 mm de diámetro con 16 m de longitud, y un juego de condensadores bipolares en paralelo de 3.474 μ F, dos imanes permanentes de neodimio, una herramienta de corte convencional por torno y un soporte. En el soporte se encuentra la alimentación y la herramienta de carburo. La herramienta está fijada al soporte por un extremo, así su extremo libre puede vibrar y entrar en contacto con el material a cortar.

Cómo la vibración se realiza en el sentido de la velocidad de corte tiene adheridos dos imanes en los costados paralelos al plano de ataque. Estos imanes están sujetos a la herramienta por perno y se excitan con un campo magnético que produce el circuito RLC. La bobina genera el campo magnético alternando sus polos a la frecuencia de la señal de entrada. Para incrementar la potencia en el sistema se adecua el circuito para que entre en resonancia eléctrica.

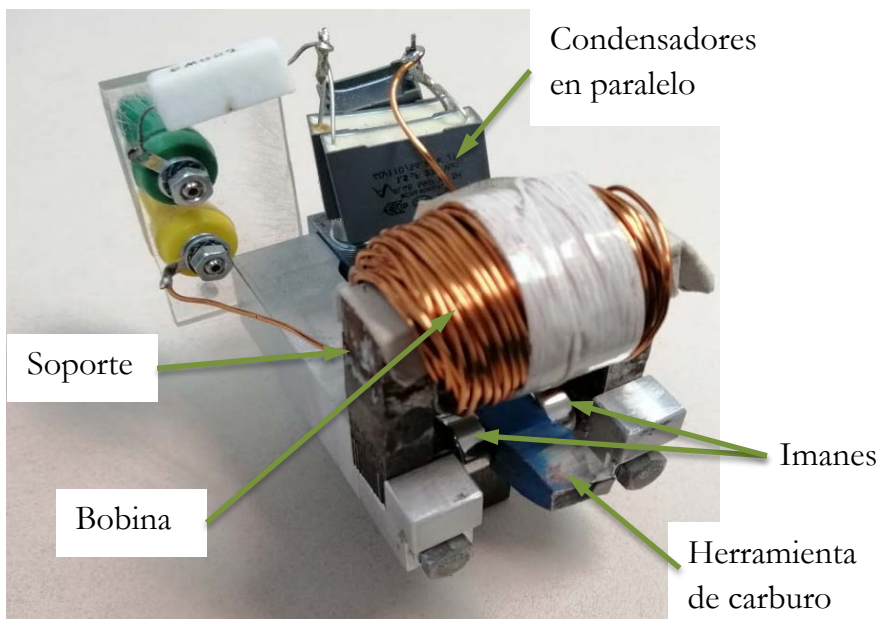


Figura 5.1 Herramienta resonante asistida con vibración, desarrollada por Zaroual [82].

La herramienta de VAM-1D_x propuesta por Zaroual vibra en la dirección de la velocidad de avance, Figura 5.2.a, al contrario que la modificación propuesta en esta tesis donde la vibración es en la dirección del corte, Figura 5.2.b. La modificación se realiza de acuerdo a lo concluido en los capítulos anteriores, donde se comprobó que la herramienta trabaja en esta dirección sin presentar inconvenientes en la simulación y obteniendo mejores resultados de la SCE que el VAM 2D.

La herramienta VAM-1D_x es resonante y como se explica en el capítulo 1, el equipo crea un movimiento armónico oscilante, en este caso por medio de la bobina.

La herramienta se adhiere al porta herramientas del torno convencional y se alimenta eléctricamente por un amplificador, el cual alimenta el circuito de la herramienta con una señal de tensión cuadrada por medio de un puente H. Esta tensión hace que la bobina cree un campo magnético sobre los imanes que están adheridos a la herramienta. El campo magnético en un instante de tiempo repele un imán y en el otro instante lo atrae a la frecuencia de resonancia de la herramienta de corte, generando el movimiento de la herramienta.

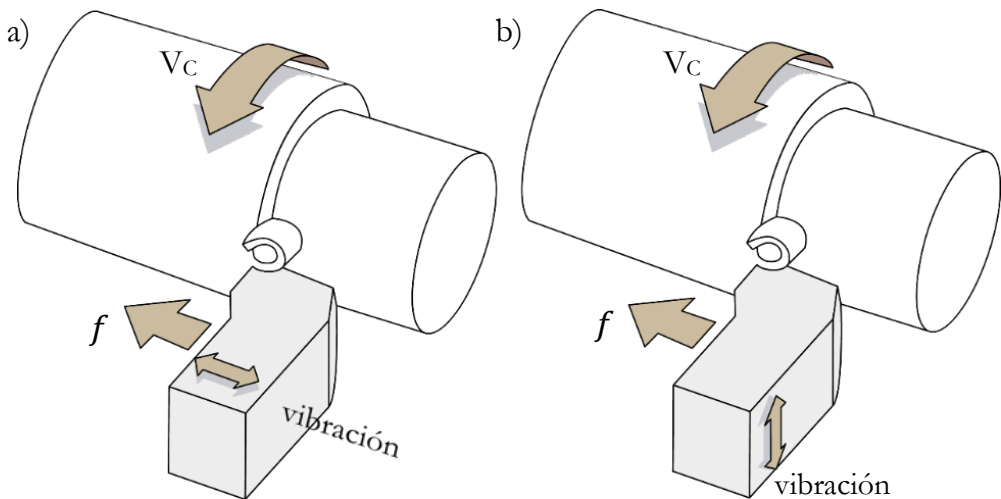


Figura 5.2 Dirección de vibración de la herramienta: **(a)** En dirección del avance, propuesta por Zaroual [82], **(b)** vibración propuesta en este estudio.

El circuito se diseña para que tenga resonancia eléctrica a la frecuencia de trabajo de la tensión, con el fin de aumentar la corriente que excita el campo magnético generado por la bobina. Si esto no se logra es posible que se genere poca potencia en el circuito y el campo magnético no alcance a mover la herramienta con la fuerza necesaria para el corte. Para realizar el

análisis de respuesta armónica de la herramienta de corte, se deben calcular las fuerzas de trabajo y por tanto es necesario definir la tasa de material removido.

5.1.1. TASA DE MATERIAL REMOVIDO

La tasa de material removido, Q_w , es el volumen de material removido por minuto, se define por la ecuación (5.1), donde \vec{V} es la velocidad del flujo del material removido y \vec{A} es el área por la cual pasa el material,

$$Q_w = \vec{V} \cdot \vec{A} \quad (5.1)$$

Una representación visual del concepto de Q_w se aprecia en la Figura 5.3, donde se puede concluir que si el flujo es perpendicular a la sección de área que cruza, la tasa de material removido se reduce a un producto escalar.

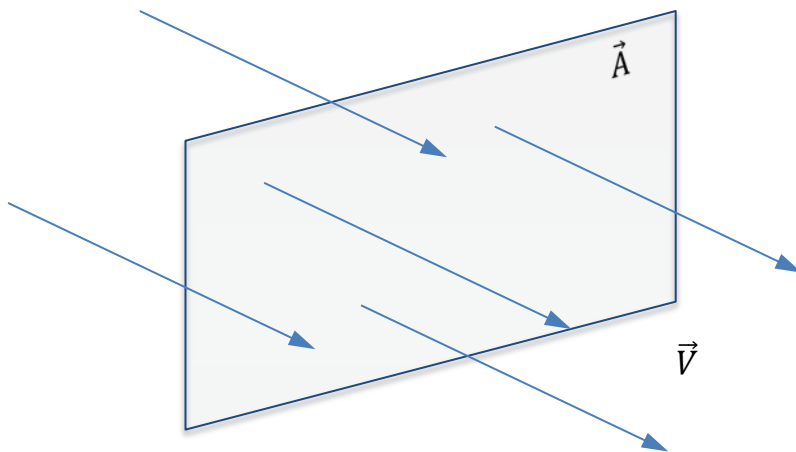


Figura 5.3 Flujo a través de un área.

Para la experimentación realizada, se asume en el cilindrado por torno un ángulo de posición de la herramienta de 90° y el avance en fase con el giro del cabezal. Por tanto, el flujo del material es perpendicular al área del

mismo, reduciendo la Q_w a la ecuación (5.2), donde V_a es la velocidad de avance de la herramienta,

$$Q_w = V_a \cdot A_c \quad (5.2)$$

A_c es la sección de área asociada a la tasa de material removido, en este caso es el anillo de corte que se encuentra representado en la Figura 5.4. En esta figura también se observa la profundidad de corte a , el diámetro exterior del cilindro D , la velocidad de avance V_a , que depende del avance f y la velocidad del usillo ω en [rpm].

A_c se determina por la ecuación (5.3),

$$A_c = \pi R^2 - \pi(R - a)^2 = \pi a(D - a) \quad (5.3)$$

Si el avance está en fase con el giro del cabezal, la V_a se determina por la ecuación (5.4)

$$V_a = \omega \cdot f \quad (5.4)$$

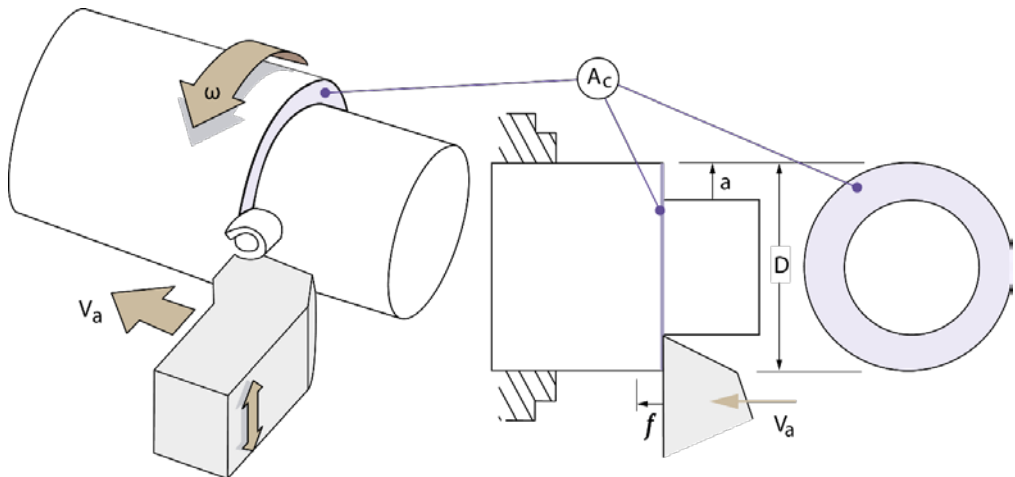


Figura 5.4 Sección de área, A_c , asociada a la tasa de material removido en cilindrado por torno.

Ahora, si la velocidad de corte o velocidad periférica del cilindrado V_C se define,

$$V_C = \frac{\pi \cdot D \cdot \omega}{1000} \quad (5.5)$$

Reemplazando la ecuación (5.4) en la ecuación (5.5), V_a queda definido así,

$$V_a = \frac{1000 \cdot V_C}{\pi \cdot D} \cdot f \quad (5.6)$$

usando las ecuaciones anteriores se encuentra,

$$Q_w = 1000 \cdot V_C \cdot a \cdot f \left(1 - \frac{a}{D}\right) \quad (5.7)$$

donde, V_C está en [m/min], f en [mm/vuelta], D y a en [mm]

Antes de determinar la frecuencia de trabajo de la herramienta es necesario hacer un análisis de frecuencias naturales y modos propios del sistema. Este análisis de frecuencias se realiza por medio de un modelo de FEM, que requiere el conocimiento previo de la fuerza

5.1.2. FUERZA DE CORTE

La fuerza de corte, F_C se determina por medio de la energía específica de corte, SCE. Como se ha mencionado en capítulos anteriores, la SCE está definida por la potencia de corte, N_c , y la tasa de material removido, Q_w , ecuación (4.1). Despejando N_c ,

$$N_c = SCE \cdot Q_w \quad (5.8)$$

Por otra parte, la potencia de corte también puede definirse así,

$$N_c = F_C \cdot V_C \quad (5.9)$$

Teniendo en cuenta las ecuaciones (5.7), (5.8) y (5.9) la F_C se puede determinar,

$$F_C = 1000 \cdot SCE \cdot f \cdot a \cdot \left(1 - \frac{a}{D}\right) \quad (5.10)$$

Utilizando la ecuación (5.10) se determina el valor de la fuerza de corte para los parámetros utilizados en la experimentación, donde el diámetro exterior del material es de 20 mm, ver Tabla 5.1. La fuerza de corte afecta el valor de la frecuencia de resonancia de la herramienta, por tanto, el modelo se calcula con los límites de variación de la fuerza.

D [mm]	f [mm/vuelta]	a [mm]	F_C [N]
20	0.07	0.2	79.002
20	0.07	0.4	156.408
20	0.14	0.2	158.004
20	0.14	0.4	312.816

Tabla 5.1 Fuerza de corte a diferentes parámetros de mecanizado.

5.1.3. ANÁLISIS DE RESONANCIA

Para determinar la frecuencia de resonancia de la herramienta de corte utilizada en la configuración experimental se realiza un análisis de resonancia del sistema. Se plantean dos modelos geométricos; sin imanes y con imanes. La independencia de malla se realiza con la herramienta trabajando sin carga, en la Figura 5.5 se muestra la convergencia para el primer y segundo modo de vibración. Para realizar el análisis de respuesta armónica se selecciona la malla con 92500 nodos y 52864 elementos tetraédricos de segundo orden, donde hay convergencia de la frecuencia.

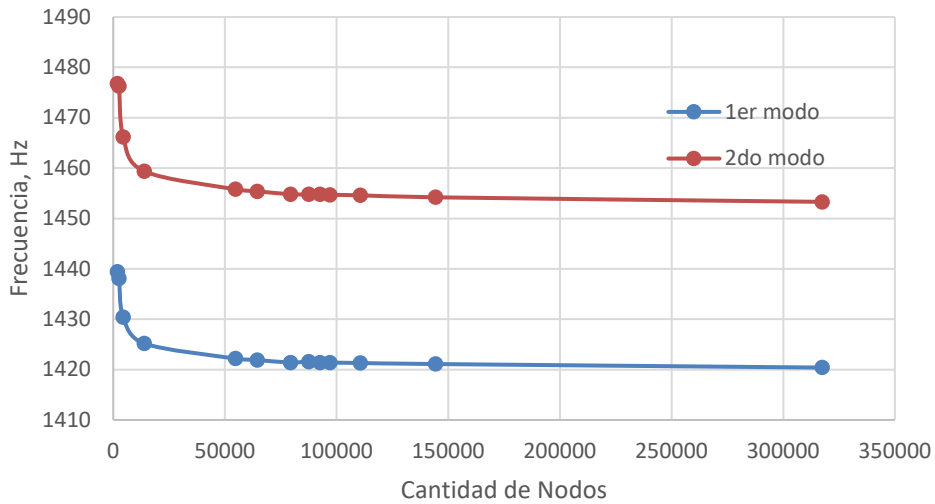


Figura 5.5 Convergencia del análisis de frecuencia por FEM, para la herramienta trabajando en vacío.

El modelo geométrico con la restricción de sujeción y mallado planteado para los dos análisis de resonancia se aprecia en la Figura 5.6

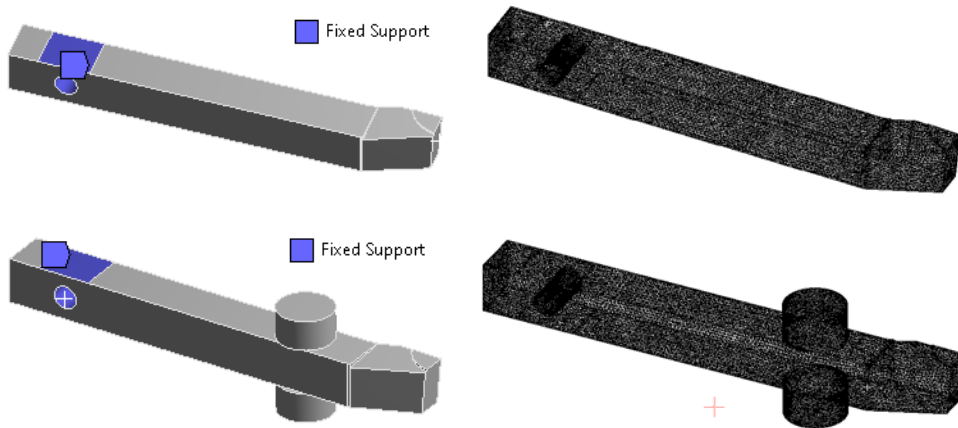


Figura 5.6 Condiciones de frontera y mallado de los modelos planteados.

Se realiza el análisis armónico para los primeros dos modos de vibración propios de la herramienta sin imanes, como se observa en la Figura 5.7. El primer modo a 1421.4 Hz presenta su mayor amplitud de movimiento de en la dirección del avance, vista superior, al contrario del segundo modo a

1454.8 Hz que su mayor amplitud se encuentra en la dirección del corte de la herramienta, vista lateral.

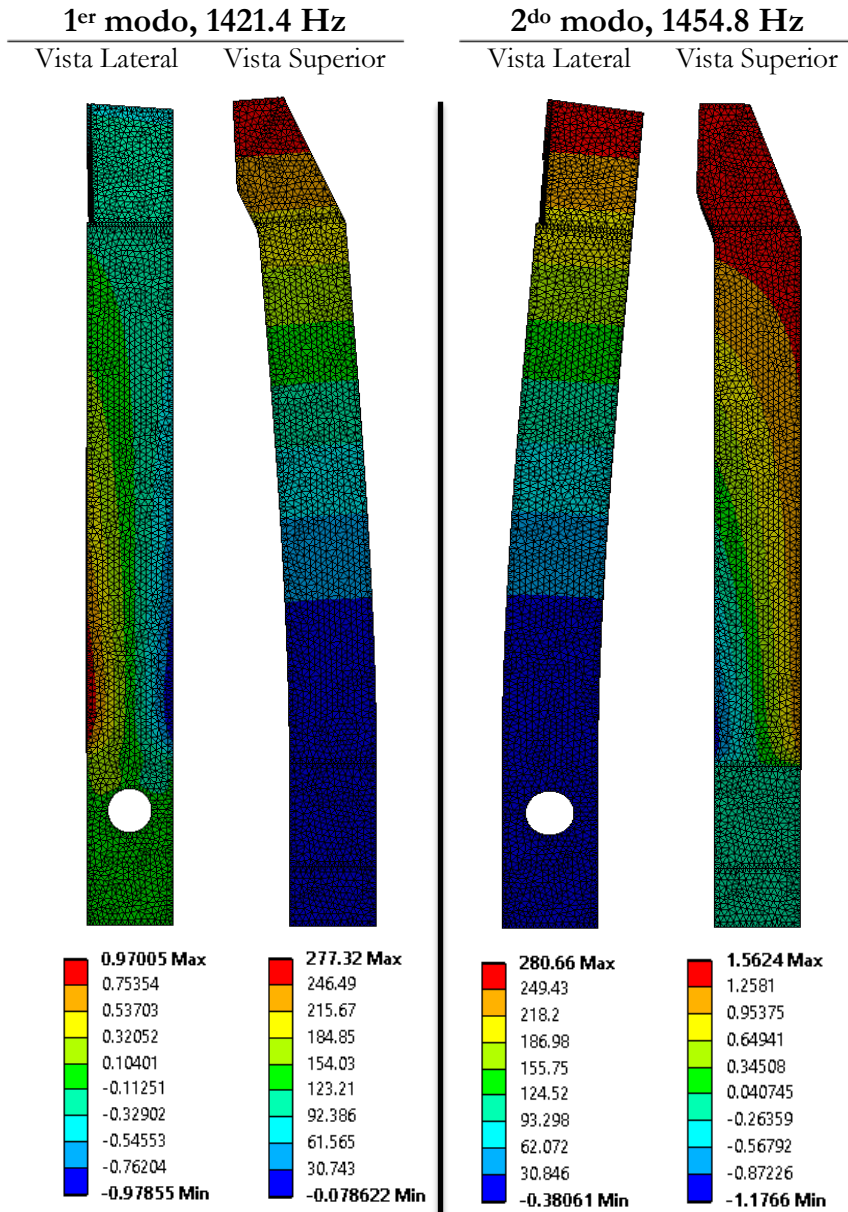


Figura 5.7 Desplazamiento en mm de los primeros dos modos propios del modelo de herramienta sin imanes

En la Figura 5.8 se presenta la respuesta armónica del sistema del modelo sin imanes con una fuerza de corte máxima en la punta de la herramienta de 312.8 N que se ha calculado en la Tabla 5.1. Se grafica la amplitud de vibración lateral y superior en la dirección de avance y de corte respectivamente. En el eje de las abscisas se encuentra la frecuencia y en las ordenadas, en escala logarítmica, la amplitud. El primer modo de vibración a 1421.4 Hz en la dirección del avance pierde amplitud debido a la F_C , contrario el segundo modo a 1454.8 Hz donde la amplitud en la dirección del corte continúa con valores similares.

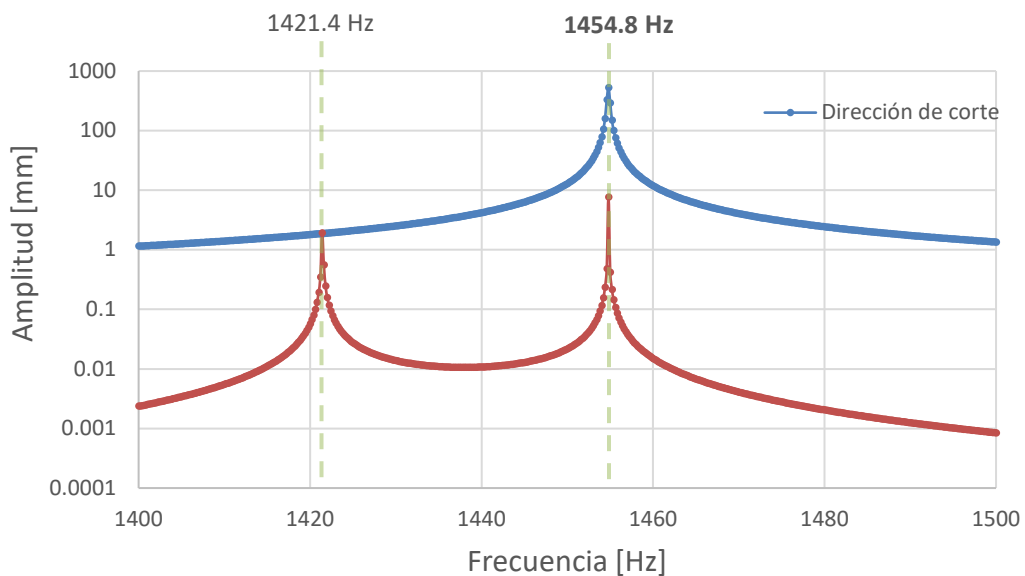


Figura 5.8 Deformación del sistema vs frecuencia para el modelo sin imán.

En cuanto al modelo con imanes se presenta en la Figura 5.9, donde se observa que los dos primeros modos tienen un comportamiento de similar desplazamiento al modelo sin imanes, pero la frecuencia de los modos cambia y se encuentra en el orden de 1274.2 y 1299 Hz.

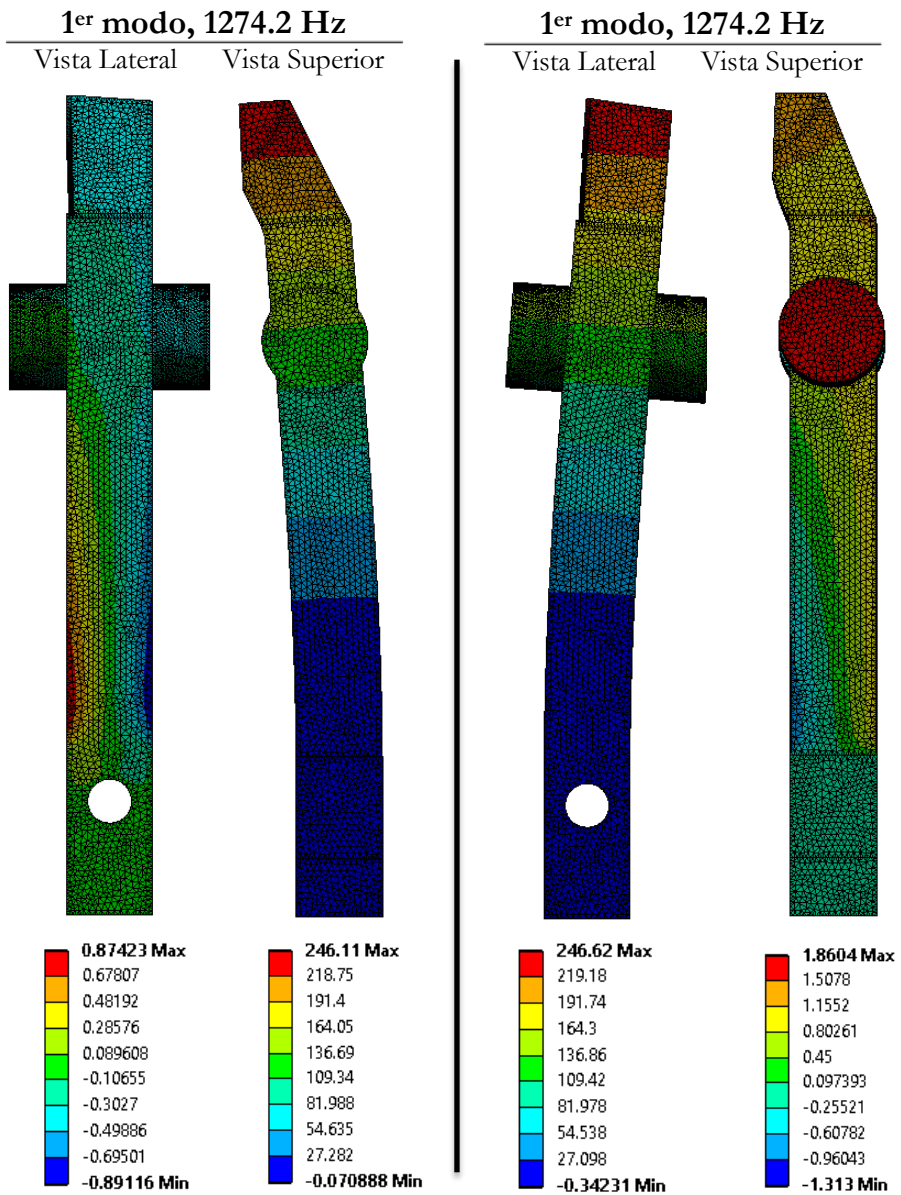


Figura 5.9 Desplazamiento en mm de los primeros dos modos propios del modelo de herramienta con imanes

Al igual que el modelo sin imán, el modelo con imán reduce el tamaño de su amplitud en el primer modo propio de la herramienta, pero en el segundo modo aumenta en la dirección del avance y del corte, como se observa en la Figura 5.10.

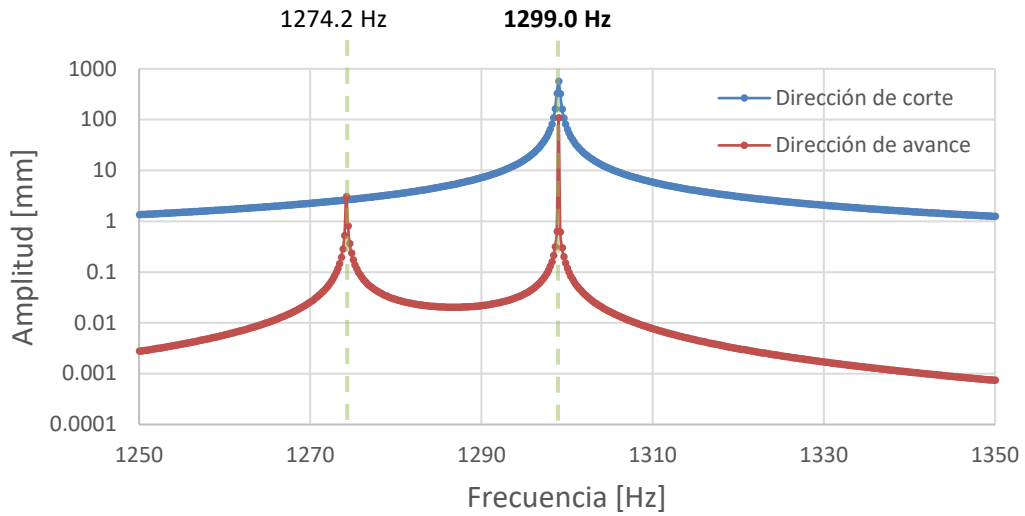


Figura 5.10 Deformación del sistema vs frecuencia para el modelo con imán.

Ya conocidas las frecuencias de resonancia mecánica de la herramienta de corte, se busca que el sistema eléctrico de la bobina se encuentre en resonancia a la misma frecuencia, para esto debe determinarse la capacidad del condensador que incremente la potencia del circuito.

5.1.4. CONFIGURACIÓN DEL SISTEMA ELÉCTRICO

El circuito equivalente de la herramienta resonante se observa en la Figura 5.11, en este se aprecia la tensión E , la corriente I , la resistencia R , la reactancia inductiva de la bobina X_L y la reactancia capacitiva X_C del condensador necesario para incrementar la potencia del campo magnético.

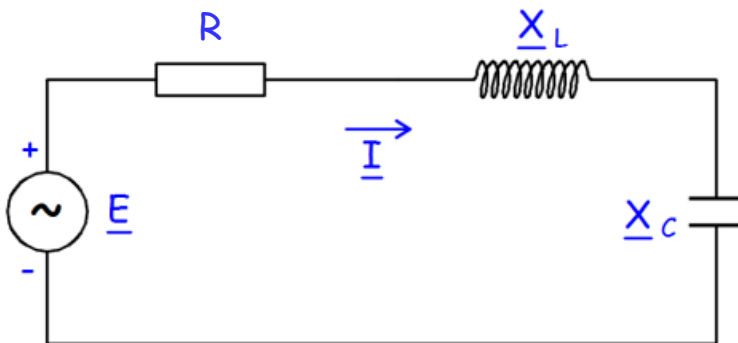


Figura 5.11 Circuito eléctrico equivalente de la herramienta [82]

Para calcular el valor del nuevo condensador se soluciona el circuito aplicando la Ley de Kirchhoff, con la cual se obtiene,

$$-\bar{E} + \bar{I}(R + X_L + X_C) = 0 \quad (5.11)$$

Se busca aumentar la potencia para incrementar la fuerza del campo magnético. Por tanto, para que la corriente eléctrica sea máxima, el término $X_L + X_C$ de la ecuación (5.11) debe ser mínimo puesto que R es independiente de la frecuencia. La reactancia inductiva de la bobina X_L se define en la ecuación (5.12), donde la frecuencia angular ω se expresa en Hertz f_o y la inductancia del solenoide L_L medida por medio de un multímetro es de 5.4 mH.

$$X_L = j \cdot \omega \cdot L_L = j \cdot 2\pi f_o \cdot L_L \quad (5.12)$$

La reactancia capacitiva X_C viene dada por la ecuación (5.13), donde C es la capacidad del condensador en Faraday

$$X_C = \frac{1}{j \cdot \omega \cdot C} = -j \frac{1}{2\pi f_o \cdot C} \quad (5.13)$$

El término $X_L + X_C$ no puede tomar valores negativos, por tanto se iguala a cero para encontrar el valor de C .

$$j \cdot 2\pi f_o \cdot L_L - j \frac{1}{2\pi f_o \cdot C} = 0 \quad (5.14)$$

Despejando la capacidad del condensador C ,

$$C = \frac{1}{(2\pi f_o)^2 \cdot L_L} \quad (5.15)$$

Para las frecuencias determinadas en los modelos sin imán y con imán de 1454.8 y 1299.0 Hz el valor de capacidad del condensador es 2.216 y 2.780 μF respectivamente.

La resistencia eléctrica del cobre es de $0.0171 \Omega \cdot \text{mm}^2 \cdot \text{m}^{-1}$, el alambre del solenoide es de 16 m con 1 mm de diámetro, por tanto la resistencia del solenoide R_L es,

$$R_L = \frac{0.0171 \cdot 16}{\frac{\pi}{4}(1)^2} = 0.348 \Omega$$

La suma de la resistencia del alambre y la resistencia del circuito es de 0.848Ω ,

Despejando el cociente fasorial de la corriente y la tensión de la ecuación (5.11) se puede obtener la siguiente expresión,

$$\frac{I}{E} = \frac{1}{R + X_L + X_C} = \frac{1}{R + j \cdot \left(2\pi f_o \cdot L_L - \frac{1}{2\pi f_o \cdot C} \right)} \quad (5.16)$$

donde la expresión del módulo de este cociente se calcula así,

$$\left| \frac{I}{E} \right| = \frac{1}{\sqrt{R^2 + \left(2\pi f_o \cdot L_L - \frac{1}{2\pi f_o \cdot C} \right)^2}} \quad (5.17)$$

Reemplazando los valores para el modelo sin imán en la ecuación (5.17) se tiene una expresión en función de la frecuencia,

$$\left| \frac{I}{E} \right| = \frac{1}{\sqrt{0.848^2 + \left(2\pi(5.4 \cdot 10^{-3})f_o - \frac{1}{2\pi(2.216 \cdot 10^{-6})f_o} \right)^2}} \quad (5.18)$$

Reemplazando los valores para el modelo con imán en la ecuación (5.17)

$$\left| \frac{I}{E} \right| = \frac{1}{\sqrt{0.848^2 + \left(2\pi(5.4 \cdot 10^{-3})f_o - \frac{1}{2\pi(2.78 \cdot 10^{-6})f_o} \right)^2}} \quad (5.19)$$

Graficando las ecuaciones (5.18) y (5.19) se ha obtenido el diagrama mostrado en la Figura 5.12. Se determina que el modelo con imán es el más apropiado para la puesta a punto de la herramienta, ya que representa de forma más fehaciente el equipo utilizado. También es de notar que la diferencia entre el valor de un condensador y otro, para los dos modelos, no es mucha. En la práctica es difícil alcanzar simultáneamente el valor exacto de los condensadores calculados, la frecuencia de trabajo y la resonancia del sistema; esto se logró de manera manual en las practicas realizadas, donde la resonancia del sistema se mide por el incremento de la corriente del circuito resonante., ya que no hay forma de medir la amplitud a estas velocidades de vibración.

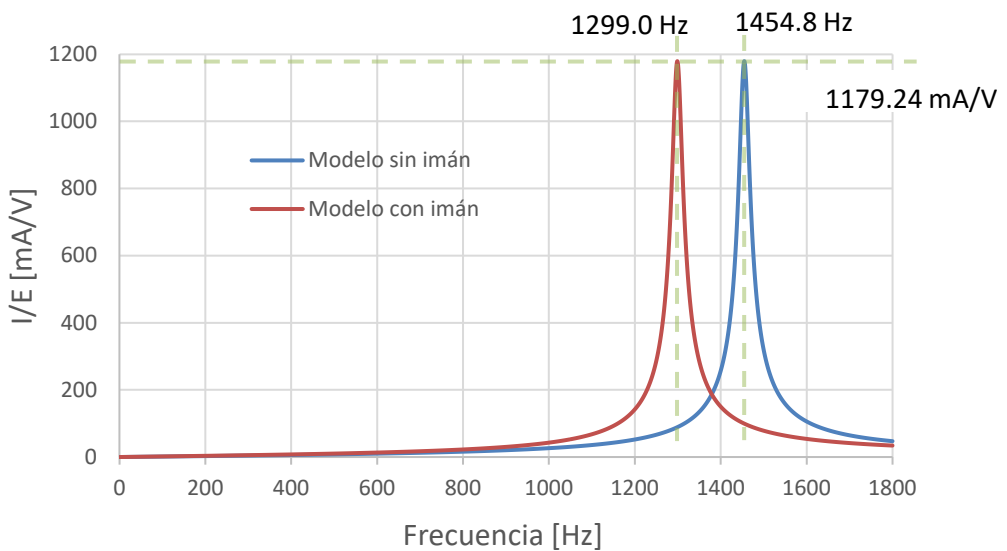


Figura 5.12 Variación del cociente I/E vs frecuencia para el modelo sin imán y con imán.

A continuación, se describe la experimentación realizada en el torno utilizando la herramienta de VAM configurada.

5.2. CONFIGURACIÓN DEL EXPERIMENTO

El proceso de torneado se lleva a cabo usando el equipo de torno WEISS WMP280V-F. Se utiliza una herramienta de carburo de tungsteno con un ángulo de ataque de 6°. Esta va sujeta al equipo de VAM, como se ha

descrito al inicio de este capítulo. Las probetas son de aleación de acero comercial S235 y C45E con 20 mm de diámetro, la composición química se muestra en la Tabla 5.2.

Acero S235	% C	% N	% Cu	% S	% Mn	% Cr	% P
	0.17	0.012	0.55	0.04	1.4	0.3	0.04
C45E	% C	% Si	% Cr	% S	% Mn	% Ni	% P
	0.45	0.4	0.4	0.035	0.8	0.4	0.035

Tabla 5.2 Composición química del acero S235 y C45E.

Las propiedades mecánicas de los aceros utilizados en los ensayos se presentan a continuación,

Material	C45E	Steel S235
C_p [J/kg-°C]	470	450
E [GPa]	200	210
α [°C ⁻¹]	$12.3 \cdot 10^{-6}$	$12 \cdot 10^{-6}$
D [kg/m ³]	7870	7900
Dureza [HRB]	84 ± 1.5	62.8 ± 1.5

Tabla 5.3 Propiedades mecánicas del acero S235 y C45E.

El objetivo del ensayo es usar el torneado recto para medir el efecto de la vibración sobre el mecanizado.

En la Figura 5.13 se observa la implementación de los instrumentos y dispositivos utilizados. Para iniciar el ensayo se establecen los parámetros de corte en el torno y el amplificador genera la señal, a la frecuencia establecida, sobre la herramienta de VAM. Se mide la potencia eléctrica activa a la entrada del torno y por medio del conversor análogo digital se graban los valores de potencia en el computador portátil. Con estos datos se determina la energía específica consumida.

Para el procedimiento del ensayo debe aplicarse sobre la probeta una pasada o dos de corte estacionario para eliminar el efecto de la no uniformidad de profundidad de pasada, que afecta el cálculo de la energía específica consumida. Luego, con los instrumentos de adquisición de datos encendidos, se realiza una medición en vacío. Después, se aplica un nuevo

torneado convencional para tomar como dato base la energía específica consumida. A continuación, se realizan los ensayos con la herramienta de VAM encendida. Este procedimiento se repite para cada uno de los ensayos realizados.

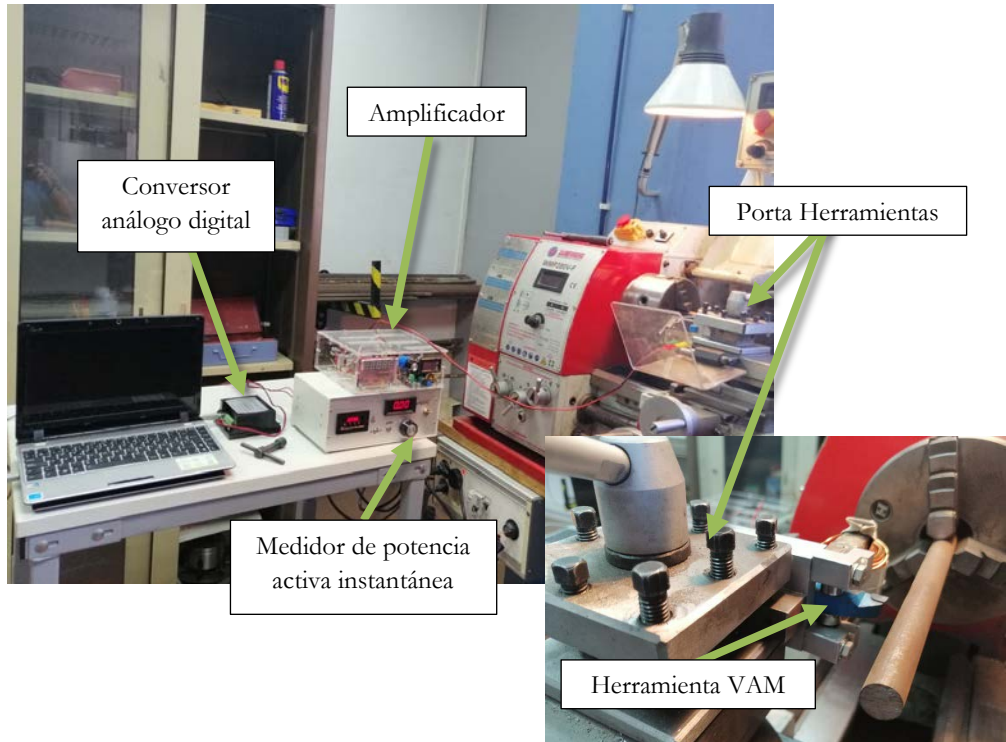


Figura 5.13 Montaje para la medición de la energía específica consumida.

Los parámetros de corte para los diferentes casos de experimentación se presentan en la Tabla 5.4.

Material	C45E	Steel S235
V_C [m/min]	51.1	38.45 – 61.95
a [mm]	0.1 – 0.2	0.1 – 0.2
f [mm/vuelta]	0.07	0.07
D [mm]	20	20
Frecuencia de vibración [Hz]	1270	1186 - 1270

Tabla 5.4 Parámetros de mecanizado de los ensayos realizados.

5.3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

En cada uno de los ensayos se realiza un torneado lineal sin vibración y, a continuación, con vibración a la frecuencia de resonancia de la herramienta. En la Figura 5.14 se observa la adquisición de datos de la potencia eléctrica activa del torno durante el corte, P_{EA} . En esta figura se aprecia la zona de torneado estacionario y la zona de torneado con vibración asistida, la zona con valores de potencia mayores es la del torneado lineal estacionario. El corte con VAM se realiza a la frecuencia de resonancia de la herramienta, aproximada a la frecuencia encontrada en el modelo con imanes presentada en este capítulo.

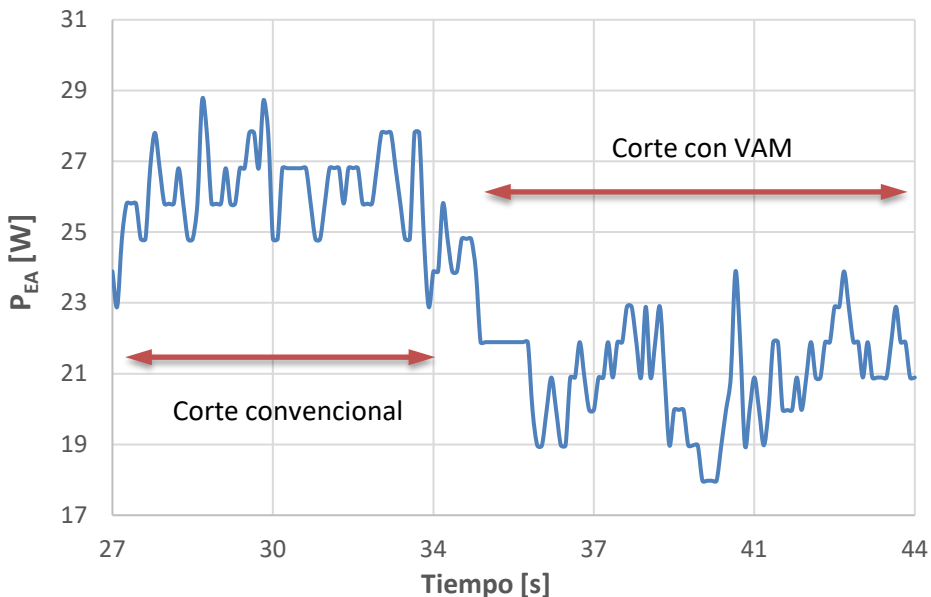


Figura 5.14 Varición de la energía consumida durante el torneado.

En la Figura 5.15 se muestran los valores de la energía específica consumida (SEC, Specific Energy Consumption) para los dos aceros estudiados. Para determinar la SEC se utilizó la ecuación 4.2, donde la P_{EA} se determina por la media de cada zona mostrada en la Figura 5.14. De la Figura 5.15 se puede inferir que cuando la profundidad de corte crece la SEC se reduce, debido a que la tasa de material removido aumenta en mayor medida que la potencia eléctrica activa. La SEC para mecanizado

convencional del acero S235 presenta un comportamiento muy similar al reportado por Saqib [54], al igual que el C45E exhibe una tendencia de comportamiento observada por Zhong [83]. También se concluye en estas figuras que el material más blando, acero S235, tiene una SEC mayor que la del material más duro, acero C45E [79]. En la Figura 5.15 también se aprecia en los dos aceros que los cortes con vibración asistida tienen menor SEC que los torneados convencionales.

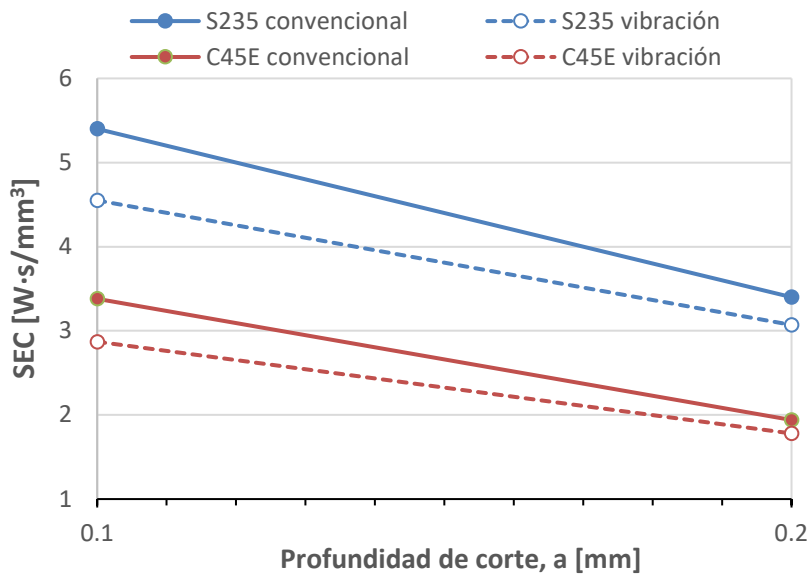


Figura 5.15 Variación de la energía específica consumida respecto a la profundidad de corte.

De manera similar, la SEC del S235 disminuye si la velocidad de corte aumenta, como se observa en la Figura 5.16.

Para analizar con más claridad los aportes del corte asistido por vibración en la SEC se determina la energía específica consumida relativa (RSEC, Relative Specific Energy Consumed) por medio de la ecuación 5.20, que relaciona la SEC de un corte dinámico con el SEC de un corte estacionario.

$$RSEC = \frac{SEC_{dinámica}}{SEC_{estacionaria}} \quad (5.20)$$

La determinación de la RSEC se realiza para mecanizados con iguales condiciones de avance, velocidad de corte y profundidad de pasada, al igual que el RSCE explicado en el capítulo anterior. Este parámetro está definido de tal forma que para un mecanizado sin vibración RSEC es igual 1.

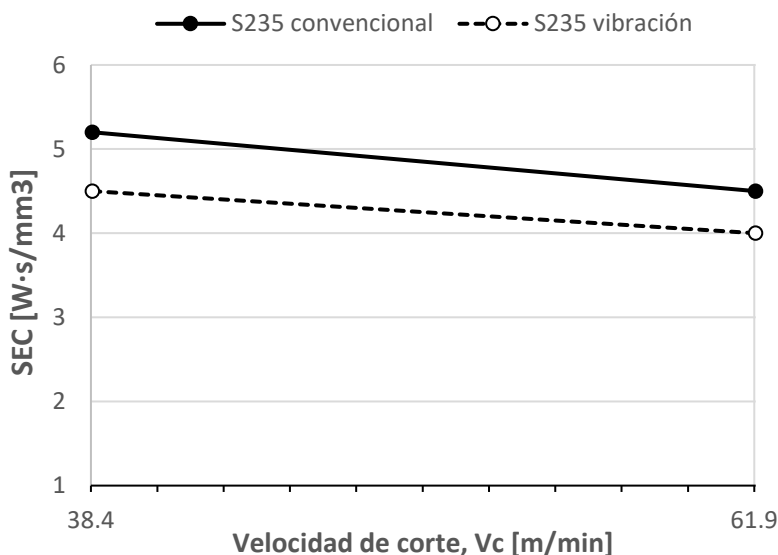


Figura 5.16 Variación de la energía específica consumida respecto a la velocidad de corte.

La Figura 5.17 muestra la RSCE obtenida para cortes con VAM a frecuencias de 1270 Hz. La RSCE de un mecanizado con vibración es siempre menor que uno. Por lo tanto, la energía necesaria por unidad de volumen de material arrancado en un proceso de corte asistido con vibración es menor que en un corte convencional, como se muestra en las Figura 5.15 y Figura 5.16. A una profundidad de corte de 0.1 mm la RSEC es inferior que la profundidad de corte de 0.2 mm tanto para el acero S235 como para el C45E. El comportamiento creciente del RSEC a medida que se incrementa la profundidad de corte, es evidente, debido a que se reduce la diferencia de valor del SEC entre el corte convencional y el corte con vibración. La RSEC del acero S235 es menor que la del acero C45E, por tanto, es más eficiente utilizar la vibración asistida en el S235 que en el C45E.

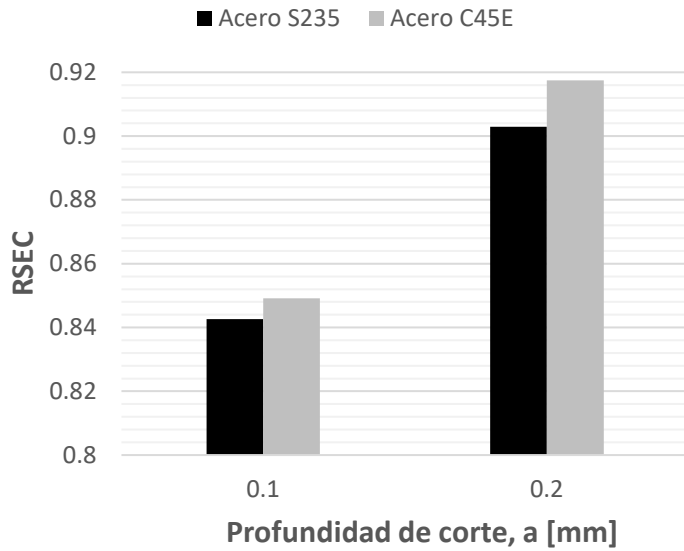


Figura 5.17 Energía específica consumida relativa para profundidad de corte de 0.1 y 0.2 mm

La RSEC aumenta levemente cuando se incrementa la velocidad de corte como se aprecia en la Figura 5.18. Es mayor el efecto de la profundidad de corte sobre el RSEC que el de la velocidad de corte.

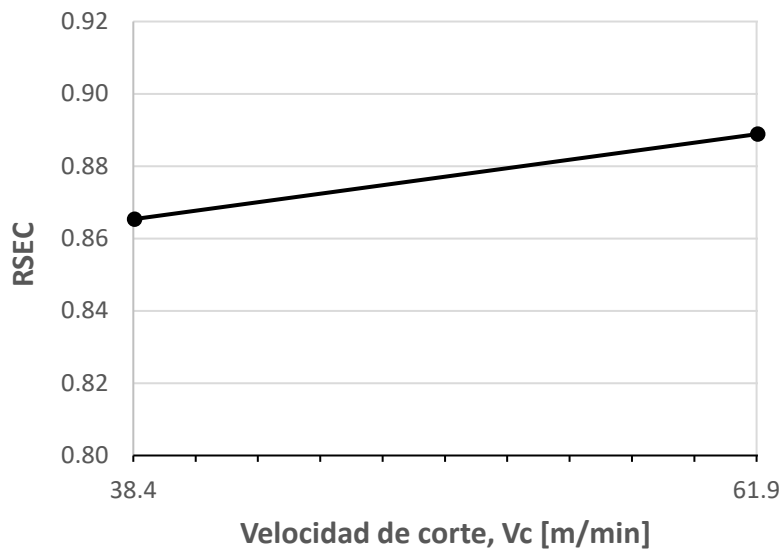


Figura 5.18 Energía específica consumida relativa del acero S235 para velocidad de corte de 38.4 y 61.9 m/min

La suma de todos estos comportamientos, algunos antagónicos, hace que el mecanizado asistido por vibración resulte un proceso prometedor como comentan Brehl [10], Xu [81] entre otros autores.

5.4. OBSERVACIONES Y CONCLUSIONES

En este capítulo se realizan torneados convencionales y torneados con vibración asistida de los aceros al carbono S235 y C45E. Se determina y analiza la SCE bajo diferentes parámetros de mecanizado utilizando los datos adquiridos en laboratorio. Las conclusiones de este análisis se explican a continuación y se aplican para los dos aceros estudiados:

- De acuerdo a los ensayos de laboratorio realizados, el uso del VAM reduce la energía específica consumida. Lo anterior era esperado por los resultados obtenidos en los modelos de corte por VAM planteados en los capítulos previos.
- Al aumentar la profundidad de corte se incrementa la RSEC, pero reduce la SEC, por tanto, se pierde eficiencia en el uso del corte asistido por vibración.
- Si se aumenta la velocidad de corte se aumenta la RSEC, pero reduce la SEC, comportamiento similar que genera la profundidad de corte. Tanto la velocidad como la profundidad de corte son directamente proporcionales a la tasa de material removido y a la potencia eléctrica activa.

5.5. RECAPITULACIÓN

La experimentación del corte asistido con vibración nos permite conocer la complejidad de la puesta a punto de este proceso. Se inicia configurando la herramienta de corte, para ello se determina la fuerza requerida para el corte. Luego se determina la frecuencia de resonancia de la herramienta que vibra en la dirección del corte, se adecua el circuito para que entre en resonancia a la misma frecuencia de trabajo de la herramienta. Ello con el

fin de que la bobina consuma la mayor potencia posible y el campo magnético sea lo suficientemente fuerte para efectuar la vibración durante el corte. Después se procede a la configuración experimental planteando las pruebas y mediciones a realizar. Finalmente se procesan los datos, se determina la energía específica consumida por los cortes asistidos con vibración y se comparan con los resultados de un corte convencional. Esta comparación concluye que el torneado asistido con vibración reduce la energía específica de corte consumida de un torneado estacionario bajo los mismos parámetros de corte en los aceros al carbono S235 y C45E.

Capítulo 6. CONCLUSIONES, CONTRIBUCIONES DEL TRABAJO Y FUTURAS INVESTIGACIONES

En este capítulo se presentan las conclusiones generales del estudio desarrollado, las contribuciones de la investigación y recomendaciones para un trabajo futuro.

6.1. CONCLUSIONES

El presente trabajo estudia el torneado asistido por vibración, programando un modelo de acabado superficial, desarrollando un modelo ortogonal en FEA, analizando la variación de la energía específica de corte y realizando validación experimental empleando una nueva herramienta vibrando en la dirección de la velocidad de corte. Las siguientes conclusiones generales están basadas en la investigación desarrollada en esta tesis:

- El modelo de intersección geométrica que estudia el acabado superficial, nos muestra la dificultad de alcanzar las características de rugosidad deseadas. Esto se debe a las pequeñas diferencias entre los valores de los parámetros de corte que alteran este acabado superficial. Las pequeñas diferencias en f/n alteran los resultados de rugosidad obtenidas y por tanto establecer estos parámetros no es sencillo.
- Las características de rugosidad más bajas se presentaron en la relación de frecuencia por velocidad de giro de la pieza (f/n) de 1198.464, con excepción de las del corte longitudinal a f/n de 1198.0. Por eso, si se busca en un corte precisión, redondez de la

pieza, se debe utilizar parámetros de corte con una relación de f/n de 1198.464.

- De acuerdo al modelo de FEM, los valores medios de las fuerzas se reducen a medida que se incrementan las frecuencias tanto para VAM-1Dx y VAM-2D, pero se reducen en mayor medida para el VAM-1Dx. Este comportamiento de las fuerzas se repite al analizar el SCE de estas dos vibraciones. De igual forma los valores de los picos se incrementan, pero los tiempos en que estos actúan se ven reducidos.
- Al analizar el modelo planteado en FEM, el corte ortogonal estacionario presenta una energía específica de corte mayor que las condiciones de VAM estudiadas (VAM-1Dx y VAM-2D). Por lo tanto, el uso de VAM es un proceso más eficiente para cortar acero al carbono S235. Este modelo de elementos finitos y los ensayos de laboratorio ratifican que la maquinabilidad mejora con el uso de VAM.
- De acuerdo a los ensayos de laboratorio realizados, el uso del VAM reduce la energía específica consumida bajo los mismos parámetros de corte en los aceros al carbono S235 y C45E. Esto era esperado por los resultados obtenidos en los modelos de corte por VAM planteados en el presente trabajo.

6.2. CONTRIBUCIONES A LA INVESTIGACIÓN

La investigación llevada a cabo ha contribuido al estudio del proceso de corte de metal, particularmente al torneado asistido por vibración. Los logros alcanzados en ella se listan a continuación:

- Se ha programado en lenguaje pascal un modelo 3D de intersección geométrica para el análisis topográfico de un torneado asistido por vibración.
- Se ha desarrollado un modelo ortogonal con vibración en FEM para el análisis mecánico del corte, utilizando software comercial.

- Se ha configurado una herramienta de corte asistida con vibración para que oscile en la dirección de la velocidad de corte.

6.3. FUTURAS INVESTIGACIONES

Teniendo en cuenta las conclusiones de la investigación plasmadas en esta tesis, se plantean las siguientes recomendaciones para un trabajo futuro:

- Modelar por FEM el corte por VAM para frecuencias de vibración similares a las utilizadas en la experimentación. Se cree que al igual que lo expresado en el capítulo 4 se aprecie una reducción en la SCE en relación con un corte convencional.
- Realizar un estudio de la vida de la herramienta utilizando VAM, la cual se espera se incremente debido a la pérdida de contacto con el material de corte. Otra razón para esperar mejore la vida de la herramienta es por la reducción de la fuerza media que actúa sobre la misma.
- En el programa de análisis topográfico documentado en el capítulo 2, se debe incluir la recuperación elástica del material, de su estudio cabe esperarse la reducción de las zonas con valles profundos.

BIBLIOGRAFÍA

- [1] A.P. Usher, R.S. Woodbury, History of the Milling Machine: A Study in Technical Development, *Technol. Cult.* 2 (1961) 43. <https://doi.org/10.2307/3101303>.
- [2] O. Ryabov, S. Kano, H. Sawada, J. Herwan, Lathe Machine as Industrie 4.0 Component (CPS), in: 2019 IEEE 28th Int. Symp. Ind. Electron., IEEE, 2019: pp. 1656–1660. <https://doi.org/10.1109/ISIE.2019.8781164>.
- [3] S. Rajput, S.P. Singh, Connecting circular economy and industry 4.0, *Int. J. Inf. Manage.* 49 (2019) 98–113. <https://doi.org/10.1016/j.ijinfomgt.2019.03.002>.
- [4] P. Zheng, H. Wang, Z. Sang, R.Y. Zhong, Y. Liu, C. Liu, K. Mubarok, S. Yu, X. Xu, Smart manufacturing systems for Industry 4.0: Conceptual framework, scenarios, and future perspectives, *Front. Mech. Eng.* 13 (2018) 137–150. <https://doi.org/10.1007/s11465-018-0499-5>.
- [5] L. Jieqiong, H. Jinguo, Z. Xiaoqin, H. Zhaopeng, L. Mingming, Study on predictive model of cutting force and geometry parameters for oblique elliptical vibration cutting, *Int. J. Mech. Sci.* 117 (2016) 43–52. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2016.08.004>.
- [6] J. Lin, M. Lu, X. Zhou, Development of a Non-Resonant 3D Elliptical Vibration Cutting Apparatus for Diamond Turning, *Exp. Tech.* 40 (2016) 173–183. <https://doi.org/10.1007/s40799-016-0021-0>.
- [7] X. Zhou Errata, C. Zuo, Q. Liu, J. Lin, Z. Xiaoqin, Z. Chengming,

- L. Qiang, L. Jieqiong, Surface generation of freeform surfaces in diamond turning by applying double-frequency elliptical vibration cutting, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 104 (2016) 45–57. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2015.11.012>.
- [8] E. Shamoto, N. Suzuki, Ultrasonic Vibration Diamond Cutting and Ultrasonic Elliptical Vibration Cutting, in: *Compr. Mater. Process.*, 2014: pp. 405–454. <https://doi.org/10.1016/B978-0-08-096532-1.011111-0>.
- [9] X. Wang, J. Hu, Nanowire cutting by an ultrasonically vibrating micro tool, *Precis. Eng.* 48 (2017) 152–157.
- [10] D.E. Brehl, T.A. Dow, Review of vibration-assisted machining, *Precis. Eng.* 32 (2008) 153–172. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.proeng.2014.12.441>.
- [11] J. Zhang, T. Cui, C. Ge, Y. Sui, H. Yang, Review of micro/nano machining by utilizing elliptical vibration cutting, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 106 (2016) 109–126. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2016.04.008>.
- [12] X. Zhang, S. Arefin, A.S. Kumar, K. Liu, Elastic and plastic chip deformation mechanism in 1D vibration-assisted metal cutting, *Procedia CIRP.* 71 (2018) 309–312. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2018.05.027>.
- [13] E. Shamoto, T. Moriwaki, Study on elliptical vibration cutting, *CIRP Ann-Manuf Technol.* (1994) 35–43.
- [14] V.I. Babitsky, A.N. Kalashnikov, F.V. Molodtsov, Autoresonant control of ultrasonically assisted cutting, *Mechatronics.* 14 (2004) 91–114. [https://doi.org/10.1016/S0957-4158\(03\)00014-X](https://doi.org/10.1016/S0957-4158(03)00014-X).
- [15] E. Shamoto, N. Suzuki, T. Moriwaki, Y. Naoi, Development of Ultrasonic Elliptical Vibration Controller for Elliptical Vibration Cutting, *CIRP Ann.* 51 (2002) 327–330. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)61528-5](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)61528-5).
- [16] E. Shamoto, N. Suzuki, E. Tsuchiya, Y. Hori, H. Inagaki, K. Yoshino, Development of 3 DOF Ultrasonic Vibration Tool for

- Elliptical Vibration Cutting of Sculptured Surfaces, *CIRP Ann.* 54 (2005) 321–324. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60113-9](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60113-9).
- [17] M. Sadeghifar, R. Sedaghati, W. Jomaa, V. Songmene, A comprehensive review of finite element modeling of orthogonal machining process: chip formation and surface integrity predictions, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 96 (2018) 3747–3791. <https://doi.org/10.1007/s00170-018-1759-6>.
- [18] L.S. Dalenogare, G.B. Benitez, N.F. Ayala, A.G. Frank, The expected contribution of Industry 4.0 technologies for industrial performance, *Int. J. Prod. Econ.* 204 (2018) 383–394. <https://doi.org/10.1016/j.ijpe.2018.08.019>.
- [19] P. Sartkulvanich, T. Altan, A. Göcmen, Effects of flow stress and friction models in finite element simulation of orthogonal cutting - A sensitivity analysis, *Mach. Sci. Technol.* 9 (2005) 1–26. <https://doi.org/10.1081/MST-200051211>.
- [20] A.G. Frank, L.S. Dalenogare, N.F. Ayala, Industry 4.0 technologies: Implementation patterns in manufacturing companies, *Int. J. Prod. Econ.* 210 (2019) 15–26. <https://doi.org/10.1016/j.ijpe.2019.01.004>.
- [21] W. Jomaa, V. Songmene, P. Bocher, An Hybrid Approach Based on Machining and Dynamic Tests Data for the Identification of Material Constitutive Equations, *J. Mater. Eng. Perform.* 25 (2016) 1010–1027. <https://doi.org/10.1007/s11665-016-1950-6>.
- [22] F. Jiang, L. Yan, Y. Rong, Orthogonal cutting of hardened AISI D2 steel with TiAlN-coated inserts—simulations and experiments, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 64 (2013) 1555–1563. <https://doi.org/10.1007/s00170-012-4122-3>.
- [23] P. Preś, W. Skoczyński, K. Jaśkiewicz, Research and modeling workpiece edge formation process during orthogonal cutting, *Arch. Civ. Mech. Eng.* 14 (2014) 622–635. <https://doi.org/10.1016/j.acme.2014.01.003>.
- [24] R.T. Coelho, J.F.G. de Oliveira, C.H. Nascimento, Thermal analysis of chip formation using FEM and a hybrid explicit-implicit approach,

- Int. J. Adv. Manuf. Technol. 77 (2015) 235–240.
<https://doi.org/10.1007/s00170-014-6458-3>.
- [25] M.N.A.M. Dali, J.A. Ghani, C.H.C. Haron, Comparison between Dynamic and Non-Dynamic Cutting Tool Option in FEM Simulation for Producing Dimple Structure, *Procedia CIRP*. 58 (2017) 613–616. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2017.03.335>.
- [26] C. Kong, D. Wang, Numerical investigation of the performance of elliptical vibration cutting in machining of AISI 1045 steel, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 98 (2018) 715–727. <https://doi.org/10.1007/s00170-018-2277-2>.
- [27] M. Lotfi, S. Amini, M. Aghaei, 3D analysis of surface topography in vibratory turning, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 95 (2018) 197–204. <https://doi.org/10.1007/s00170-017-1183-3>.
- [28] Y. Gao, R. Sun, Y. Chen, J. Leopold, Analysis of chip morphology and surface topography in modulation assisted machining, *Int. J. Mech. Sci.* 111–112 (2016) 88–100. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2016.03.025>.
- [29] P. Guo, K.F. Ehmman, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* An analysis of the surface generation mechanics of the elliptical vibration texturing process, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 64 (2013) 85–95. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2012.08.003>.
- [30] R. Kurniawan, T.J. Ko, Surface topography analysis in three-dimensional elliptical vibration texturing (3D-EVT), (2019).
- [31] A. Nápoles Alberro, Estudio de la energía específica consumida en el rectificado, *Universitat Politècnica de Catalunya, [Barcelona] ;*, 2019. <http://hdl.handle.net/2117/168871> (accessed December 13, 2019).
- [32] European Commission, Report from the commission to the european parliament, the council, the european economic and social committee and the committee of the regions, Energy prices and costs in Europe, 2019, 2019. <https://eur-lex.europa.eu/legal-content/EN/TXT/PDF/?uri=CELEX:52011DC0885&from=EN>

- [33] Y. He, B. Liu, X. Zhang, H. Gao, X. Liu, A modeling method of task-oriented energy consumption for machining manufacturing system, *J. Clean. Prod.* 23 (2012) 167–174. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2011.10.033>.
- [34] A. Zein, W. Li, C. Herrmann, S. Kara, Energy Efficiency Measures for the Design and Operation of Machine Tools: An Axiomatic Approach, in: J. Hesselbach, C. Herrmann (Eds.), *Glocalized Solut. Sustain. Manuf.*, Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2011: pp. 274–279. https://doi.org/10.1007/978-3-642-19692-8_48.
- [35] F. Pusavec, P. Krajnik, J. Kopac, Transitioning to sustainable production - Part I: application on machining technologies, *J. Clean. Prod.* 18 (2010) 174–184. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2009.08.010>.
- [36] ISO 14955-1:2017, Machine tools — Environmental evaluation of machine tools — Part 1: Design methodology for energy-efficient machine tools, *ISO Int. Organ. Stand. Tech. Comm. ISO/TC 39 Mach. Tools.* (2017) 41.
- [37] European Union (EU), Directive 2012/27/EU of the European parliament and of the council of 25 October 2012 on energy efficiency, amending directives 2009/125/EC and 2010/30/EU and repealing directives 2004/8/EC and 2006/32/EC, *EUR-Lex.* (2012). <http://data.europa.eu/eli/dir/2012/27/2019-06-12> (accessed August 15, 2019).
- [38] M. Mori, M. Fujishima, Y. Inamasu, Y. Oda, A study on energy efficiency improvement for machine tools, *CIRP Ann. - Manuf. Technol.* 60 (2011) 145–148. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2011.03.099>.
- [39] K.S. Sangwan, N. Sihag, Multi-objective optimization for energy efficient machining with high productivity and quality for a turning process, *Procedia CIRP.* 80 (2019) 67–72. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2019.01.022>.
- [40] A. Bhattacharya, S. Das, P. Majumder, A. Batish, Estimating the effect of cutting parameters on surface finish and power

- consumption during high speed machining of AISI 1045 steel using Taguchi design and ANOVA, *Prod. Eng.* 3 (2009) 31–40. <https://doi.org/10.1007/s11740-008-0132-2>.
- [41] L.N. López de Lacalle, A. Lamikiz, M.A. Salgado, S. Herranz, A. Rivero, Process planning for reliable high-speed machining of moulds, *Int. J. Prod. Res.* 40 (2002) 2789–2809. <https://doi.org/10.1080/00207540210140068>.
- [42] F. Draganescu, M. Gheorghe, C. V. Doicin, Models of machine tool efficiency and specific consumed energy, *J. Mater. Process. Technol.* 141 (2003) 9–15. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)00930-5](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)00930-5).
- [43] P.T. Mativenga, M.F. Rajemi, Calculation of optimum cutting parameters based on minimum energy footprint, *CIRP Ann. - Manuf. Technol.* 60 (2011) 149–152. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2011.03.088>.
- [44] L.R. Silva, A.M. Abrão, P. Faria, J.P. Davim, Machinability study of steels in precision orthogonal cutting, *Mater. Res.* 15 (2012) 589–595. <https://doi.org/10.1590/s1516-14392012005000071>.
- [45] Y. He, L. Wang, Y. Wang, Y. Li, S. Wang, Y. Wang, C. Liu, C. Hao, An analytical model for predicting specific cutting energy in whirling milling process, *J. Clean. Prod.* 240 (2019) 118181. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2019.118181>.
- [46] J.B. Dahmus, T.G. Gutowski, An Environmental Analysis of Machining, in: *Manuf. Eng. Mater. Handl. Eng.*, ASME, 2004: pp. 643–652. <https://doi.org/10.1115/IMECE2004-62600>.
- [47] V.P. Astakhov, *Geometry of Single-point Turning Tools and Drills: Fundamentals and Practical Applications (Springer Series in Advanced Manufacturing)*, 2012. http://www.amazon.co.uk/Geometry-Single-point-Turning-Tools-Drills/dp/1447125762/ref=sr_1_1?ie=UTF8&qid=1378118647&sr=8-1&keywords=Geometry+of+a+single+point+tool.
- [48] A. Simoneau, J. Meehan, The Impact of Machining Parameters on Peak Power and Energy Consumption in CNC Endmilling, 3 (2013) 85–90. <https://doi.org/10.5923/j.ep.20130305.02>.

- [49] S. Paul, P.P. Bandyopadhyay, S. Paul, Minimisation of specific cutting energy and back force in turning of AISI 1060 steel, *Proc. Inst. Mech. Eng. Part B J. Eng. Manuf.* 232 (2018) 2019–2029. <https://doi.org/10.1177/0954405416683431>.
- [50] R.S. Pawade, H.A. Sonawane, S.S. Joshi, An analytical model to predict specific shear energy in high-speed turning of Inconel 718, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 49 (2009) 979–990. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2009.06.007>.
- [51] S. Hameed, H.A. González Rojas, A.J. Sánchez Egea, A.N. Alberro, Electroplastic cutting influence on power consumption during drilling process, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 87 (2016) 1835–1841. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-8562-z>.
- [52] M. Sarwar, M. Persson, H. Hellbergh, J. Haider, Measurement of specific cutting energy for evaluating the efficiency of bandsawing different workpiece materials, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 49 (2009) 958–965. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2009.06.008>.
- [53] A.K. Parida, K. Maity, Numerical and experimental analysis of specific cutting energy in hot turning of Inconel 718, *Meas. J. Int. Meas. Confed.* 133 (2019) 361–369. <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2018.10.033>.
- [54] S. Hameed, H. González Rojas, J. Perat Benavides, A. Nápoles Alberro, A. Sánchez Egea, Influence of the Regime of Electropulsing-Assisted Machining on the Plastic Deformation of the Layer Being Cut, *Materials (Basel)*. 11 (2018) 886. <https://doi.org/10.3390/ma11060886>.
- [55] R.A. Mali, M.D. Agrahari, T.V.K. Gupta, FE based simulation and experimental validation of forces in dry turning of aluminium 7075, *Mater. Today Proc.* (2019). <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2019.09.120>.
- [56] J. Xie, F. Liu, H. Qiu, An integrated model for predicting the specific energy consumption of manufacturing processes, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 85 (2016) 1339–1346. <https://doi.org/10.1007/s00170-015-8033-y>.

- [57] S.A. Bagaber, A.R. Yusoff, Multi-objective optimization of cutting parameters to minimize power consumption in dry turning of stainless steel 316, *J. Clean. Prod.* 157 (2017) 30–46. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2017.03.231>.
- [58] I.S. Boldyrev, I.A. Shchurov, A. V. Nikonov, Numerical Simulation of the Aluminum 6061-T6 Cutting and the Effect of the Constitutive Material Model and Failure Criteria on Cutting Forces' Prediction, *Procedia Eng.* 150 (2016) 866–870. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2016.07.031>.
- [59] J. Snudden, Progression to the next industrial revolution: Industry 4.0 for composites, *Reinf. Plast.* 63 (2019) 136–142. <https://doi.org/10.1016/j.repl.2019.04.001>.
- [60] M. Daoud, J.F. Chatelain, A. Bouzid, Effect of rake angle-based Johnson-Cook material constants on the prediction of residual stresses and temperatures induced in Al2024-T3 machining, *Int. J. Mech. Sci.* 122 (2017) 392–404. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2017.01.020>.
- [61] M.M. Gurusamy, B.C. Rao, On the performance of modified Zerilli-Armstrong constitutive model in simulating the metal-cutting process, *J. Manuf. Process.* 28 (2017) 253–265. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2017.06.011>.
- [62] L. Jian, B. Yuanli, X. Chengying, Evaluation of Ductile Fracture Models in Finite Element Simulation of Metal Cutting Processes, *J. Manufacturing Sci. Eng.* 136 (2014) 1–15. <https://doi.org/10.1115/1.4025625>.
- [63] M.N.A. Nasr, M.M.A. Ammar, An evaluation of different damage models when simulating the cutting process using FEM, *Procedia CIRP.* 58 (2017) 134–139. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2017.03.202>.
- [64] N. Duboust, C. Pinna, H. Ghadbeigi, S. Ayvar-Soberanis, V.A. Phadnis, A. Collis, K. Kerrigan, 2D and 3D Finite Element Models for the Edge Trimming of CFRP, *Procedia CIRP.* 58 (2017) 233–238. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2017.03.217>.

- [65] E. Segebade, M. Gerstenmeyer, F. Zanger, V. Schulze, Cutting Simulations Using a Commercially Available 2D/3D FEM Software for Forming, *Procedia CIRP*. 58 (2017) 73–78. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2017.03.195>.
- [66] B. Yılmaz, Ş. Karabulut, A. Güllü, A review of the chip breaking methods for continuous chips in turning, *J. Manuf. Process.* 49 (2020) 50–69. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2019.10.026>.
- [67] H. Shen, M. Wang, Finite Element Simulation Analysis of Three-Dimensional Cutting Process Based on AISI1045, 3 (2015) 35–39. <http://www.ijres.org/papers/Volume 3/v3-i8 Ver2/F383539.pdf>.
- [68] T. Belytschko, J.I. Lin, T. Chen-Shyh, Explicit algorithms for the nonlinear dynamics of shells, *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.* 42 (1984) 225–251. [https://doi.org/10.1016/0045-7825\(84\)90026-4](https://doi.org/10.1016/0045-7825(84)90026-4).
- [69] G.G. Ye, S.F. Xue, W. Ma, M.Q. Jiang, Z. Ling, X.H. Tong, L.H. Dai, S.F.Xue, W.Ma, M.Q.Jiang, Z.Ling, X.H.Tong, L.H.Dai, Cutting AISI 1045 steel at very high speeds, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 56 (2012) 1–9. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2011.12.009>.
- [70] M.N.A. Nasr, Effects of Sequential Cuts on Residual Stresses when Orthogonal Cutting Steel AISI 1045, *Procedia CIRP*. 31 (2015) 118–123. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2015.03.032>.
- [71] C.Z. Duan, H.Y. Yu, Y.J. Cai, Y.Y. Li, Finite Element Simulation and Experiment of Chip Formation during High Speed Cutting of Hardened Steel, *Appl. Mech. Mater.* 29–32 (2010) 1838–1843. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMM.29-32.1838>.
- [72] Á. Martínez-Valle, J.M. Martínez-Jiménez, P. Goes, K. Faes, W. De Waele, Multiphysics Fully-Coupled Modelling of the Electromagnetic Compression of Steel Tubes, *Adv. Mater. Res.* 214 (2011) 31–39. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/amr.214.31>.
- [73] P. Verleysen, J. Peirs, J. Van Slycken, K. Faes, L. Duchene, Effect of strain rate on the forming behaviour of sheet metals, *J. Mater.*

- Process. Technol. 211 (2011) 1457–1464.
<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2011.03.018>.
- [74] S. Hoppe, Experimental and numerical analysis of chip formation in metal cutting, RWTH Aachen University, 2003.
<https://core.ac.uk/download/pdf/36429213.pdf>.
- [75] S. Berezvai, T.G. Molnar, D. Bachrathy, G. Stepan, Experimental investigation of the shear angle variation during orthogonal cutting, Mater. Today Proc. 5 (2018) 26495–26500.
<https://doi.org/10.1016/j.matpr.2018.08.105>.
- [76] N. Tounsi, J. Vincenti, A. Otho, M.A. Elbestawi, From the basic mechanics of orthogonal metal cutting toward the identification of the constitutive equation, Int. J. Mach. Tools Manuf. 42 (2002) 1373–1383. [https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(02\)00046-9](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(02)00046-9).
- [77] R. Komanduri, Z.B. Hou, Thermal modeling of the metal cutting process, Int. J. Mech. Sci. 42 (2000) 1715–1752.
[https://doi.org/10.1016/S0020-7403\(99\)00070-3](https://doi.org/10.1016/S0020-7403(99)00070-3).
- [78] L. Binglin, W. Xuelin, H. Yujin, L. Chenggang, Analytical prediction of cutting forces in orthogonal cutting using unequal division shear-zone model, Int. J. Adv. Manuf. Technol. 54 (2011) 431–443.
<https://doi.org/10.1007/s00170-010-2940-8>.
- [79] D.A. Stephenson, J.S. Agapiou, Metal Cutting Theory and Practice, 3rd ed., CRC Press, 2016.
- [80] W. Li, S. Kara, An empirical model for predicting energy consumption of manufacturing processes: A case of turning process, Proc. Inst. Mech. Eng. Part B J. Eng. Manuf. 225 (2011) 1636–1646.
<https://doi.org/10.1177/2041297511398541>.
- [81] X. Wei-Xing, Z. Liang-Chi, Ultrasonic vibration-assisted machining: principle, design and application, Adv. Manuf. 3 (2015) 173–192.
<https://doi.org/10.1007/s40436-015-0115-4>.
- [82] M. Zaroual El Miri, Diseño y fabricación de una herramienta de torno asistida por vibración, Escuela Técnica Superior de Ingeniería Industrial de Barcelona, 2017. <http://hdl.handle.net/2117/111350>.

- [83] Q. Zhong, R. Tang, T. Peng, Decision rules for energy consumption minimization during material removal process in turning, *J. Clean. Prod.* 140 (2017) 1819–1827.
<https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2016.07.084>.