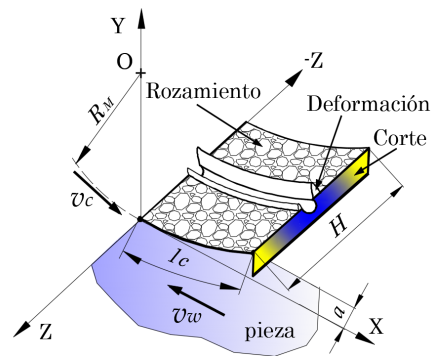


Tesis doctoral

*Estudio de la Energía
Específica Consumida en el
Rectificado*



Amelia E. Nápoles Alberro

Departament d'Enginyeria Mecànica



Escola Politècnica Superior
d'Enginyeria de Vilanova i la Geltrú

UNIVERSITAT POLITÈCNICA DE CATALUNYA



UNIVERSITAT POLITÈCNICA
DE CATALUNYA
BARCELONATECH

Estudio de la energía específica consumida en el rectificado

Amelia E. Nápoles Alberro

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

Tesis doctoral

**postulada a obtener el título de Doctor por la
Universidad Politécnica de Cataluña**

ESTUDIO DE LA ENERGÍA ESPECÍFICA CONSUMIDA EN EL RECTIFICADO

Amelia E. Nápoles Alberro

Director: Hernán A. González Rojas

Barcelona, julio de 2019

Programa de doctorado en Ingeniería Mecánica, Fluidos y Aeronáutica

Departamento de Ingeniería Mecánica

Agradecimientos

Deseo destacar, que los agradecimientos que a continuación detallo, no son meras palabras y cumplidos. Entre estas líneas, subyacen un cúmulo de emociones acompañadas por el aprendizaje, que me han aportado mucha satisfacción y afecto con todo aquel con el que he compartido este trabajo.

En primer lugar, quiero expresar mi profundo agradecimiento a mi director de tesis, Hernán Alberto González Rojas. La realización del presente trabajo ha sido posible por su esmerada tutoría, paciencia y dedicación. Gracias por confiar y alentarme hasta la finalización de esta tesis.

A mi familia expresarles mi gratitud por su comprensión y apoyo. En especial a Marcos, Mercedes, Ernesto, Iker y Emilio. Sin ellos, no hubiera tenido la motivación para llegar a este resultado.

Mi gratitud a la Universidad Politécnica de Cataluña, y dentro del Programa de Doctorado de Enginyeria mecànica, fluids i aeronàutica, al Departament de Enginyeria mecànica.

Índice

Resumen	5
1. Introducción.....	6
1.1 Objetivos	16
1.2 Alcance	17
1.3 Organización	18
1.4 Publicaciones	19
2. Modelo de energía específica consumida.....	21
2.1 Geometría del corte en el rectificado.	23
2.2 Trayectoria definida por un grano.....	26
2.3 Longitud de contacto durante el rectificado plano.....	29
2.4 Espesor de la viruta arrancada.	30
2.5 Sección de viruta arrancada por un grano.....	36
2.6 Modelo de tasa de material removido Q_w acumulada.....	38
2.7 Energía específica de corte del material.....	39
3. Evaluación experimental del rectificado plano	40
3.1 Verificación de la dureza del material de las piezas.	41
3.2 Estimación de la densidad de granos en la muela.....	42
3.3 Medición del tamaño del grano de la muela.....	45
3.4 Medición de la potencia consumida en el rectificado.	45
4. Resultados y discusión.....	49
4.1 Evaluación de la potencia consumida.	49
4.2 Valoración de la ecuación del espesor de viruta.....	50
4.3 Evaluación del espesor y la sección de corte por grano.....	52
4.4 Resultados y análisis de la energía específica.....	53
5. Conclusiones.....	58
6. Referencias	59

Lista de figuras

Figura 1 Placa base rectificada.....	6
Figura 2 Rectificado superficial plano.	7
Figura 3 Comparación del estado del arte entre investigación e industria [5].	7
Figura 4 Intensidad y consumo de energía en la industria europea [8].	8
Figura 5 intensidad energética en la industria manufacturera en España [9].	8
Figura 6 Precio de la energía eléctrica.	9
Figura 7. Disipación de calor hacia la pieza, la muela y la viruta [18].	9
Figura 8. Generación de calor entre la pieza y la muela.	10
Figura 9. Fenómenos que ocurren en el rectificado plano [22].	10
Figura 10. Ubicación del dinamómetro en la mesa [22].	11
Figura 11. Ubicación del dinamómetro en el husillo [23].	11
Figura 12. Estimación de la energía específica de corte para el torno.	12
Figura 13. Estimación de la energía específica de corte para el taladro.	12
Figura 14. Comportamiento de SEC obtenido por Díaz [27]	13
Figura 15. Equipos conectados al husillo del torno. Xie [28]	13
Figura 16. Topografía de la muela: a) ángulo de ataque y b) densidad [33].	15
Figura 17. Estructura del estudio del rectificado.	18
Figura 18. Parámetros de corte en el rectificado plano.	23
Figura 19. Fenómenos que ocurren en el rectificado.	23
Figura 20. Zonas de la pieza y fenómeno que interviene.	24
Figura 21. Distribución de los granos abrasivos en la muela.	25
Figura 22. Tipos de trayectoria del grano: circunferencia C y trocoide T.	26
Figura 23. Trayectoria del grano según un arco de circunferencia C.	26
Figura 24. Trayectoria del grano según un trocoide T.	27
Figura 25. Parámetros geométricos y cinemáticos del rectificado plano.	29
Figura 26 Coordenadas que definen el espesor de viruta.	31
Figura 27. Espesor de viruta máximo h_{max}	34
Figura 28. Distribución de los granos en la muela.	35
Figura 29. Sección de corte según la forma geométrica del grano.	35
Figura 30. Características de la interacción entre muela y pieza.	37
Figura 31. Ajuste por regresión de energía específica de corte SCE [9] y [32].	40
Figura 32. Medición de la dureza de las probetas.	41
Figura 33. Muela de rectificar utilizada.	42
Figura 34. Montaje para la medición del perfil de la muela.	42
Figura 35. Dispositivo para sujetar el láser.	43
Figura 36. Equipo de adquisición de datos.	44

Figura 37. Disposición entre la muela y la herramienta de diamantado.	45
Figura 38. Características del grano de la muela A36H5V.....	45
Figura 39. Máquina rectificadora plana utilizada es Modelo KAIR T650.....	46
Figura 40. Conexión entre analizador de red Génesis HBM y el motor eléctrico.	47
Figura 41. Analizador de potencia “Genesis HBM eDrive Testing”	48
Figura 42. Señal de potencia activa, reactiva y aparente del motor eléctrico.	48
Figura 43. Señal de potencia activa durante cuatro pasadas de rectificado.....	49
Figura 44. Señal de potencia activa en el rectificado del acero C45K revenido.	50
Figura 45. Sección de corte acumulada.....	53
Figura 46. SECsl versus profundidad de corte a (mm).	54
Figura 47. SECsl versus velocidad de avance v_w (mm/s).	54
Figura 48. Energía específica consumida versus tasa de material removido.	56

Lista de tablas

Tabla 1. Dureza promedio de los materiales rectificados.	41
Tabla 2. Parámetros de corte para los ensayos.	47
Tabla 3. Potencia consumida por el motor	50
Tabla 4. Comparativa entre las ecuaciones del espesor de viruta.	51
Tabla 5. Valores de profundidad y longitud de contacto.	52
Tabla 6. Resultados de SEC-SECsl en función de Q_w	53
Tabla 7. Energía específica consumida (J/mm^3) promedio en el rectificado.	55

Nomenclatura

θ	Posición angular (°)
θ^*	Posición angular adimensional
a	Profundidad de corte (mm)
A_{c_g}	Sección de corte de un grano (mm ²)
b_g	Ancho de corte del grano (mm)
C_g	Densidad de grano
d_g	Diámetro del grano (mm)
D_M	Diámetro de la muela (mm)
f	Avance por grano (mm/s)
G_1	Trayectoria del grano 1
G_2	Trayectoria del grano 2
h	Espesor de viruta no deformada (mm)
h_g	Espacio entre grano (mm)
H	Ancho de rectificado (mm)
l	Longitud del filo del grano (mm)
l_c	Longitud de contacto entre muela y pieza
l_g	Distancia entre granos (mm)
N_g	Número de granos
P	Potencia consumida (vatios)
P_{ch}	Potencia de formación de viruta consumida
P_{pl}	Potencia de deformación consumida (vatios)
P_{sl}	Potencia de rozamiento consumida (vatios)
P_v	Potencia en vacío (vatios)
Q_w	Tasa de material removido (mm ³ /s)
R_g	Radio del grano (mm)
R_M	Radio de la muela (mm)
SCE	Energía específica de corte (J/mm ³)
SEC	Energía específica consumida (J/mm ³)
SEC_{ch}	Energía específica consumida por formación de viruta (J/mm ³)
SEC_{pl}	Energía específica consumida por deformación (J/mm ³)
SEC_{sl}	Energía específica consumida por rozamiento (J/mm ³)
v_w	Velocidad de la pieza (m/s)
v_c	Velocidad de la muela (m/s)
ω_M	Velocidad angular de la muela (r/s)

Resumen

Con la finalidad de contribuir al aumento de la productividad de las empresas y al ahorro energético, la tesis aquí expuesta dedica la investigación al proceso de rectificado. La eficiencia energética del rectificado depende de la adecuada selección de diferentes factores, entre ellos las condiciones de corte, las características de la muela y el material de la pieza. Un buen indicador para la evaluación de la energía es la estimación de la energía específica consumida *SEC*. En este estudio se desarrolla una estrategia para estimar la *SEC* en el rectificado superficial plano. Dicha estrategia, consiste en desarrollar el modelo de la tasa de material removido Qw , medir la potencia consumida durante el rectificado de distintos materiales y caracterizar la muela de rectificar. Dicho modelo, calcula la tasa de material removido considerando la posición instantánea de los granos abrasivos, los parámetros de corte y la densidad de granos de la muela. El modelo es desarrollado a partir de la definición del espesor de viruta arrancada y fue comparado con los modelos presentados por otras investigaciones. Por otra parte, la medición experimental de la potencia consumida por el motor eléctrico se realiza para distintas condiciones de corte y durante sucesivas pasadas de rectificado. Para procesar los datos experimentales se crean subrutinas que hacen viable la interpretación de los resultados y que permiten identificar las potencias disipadas por los tres fenómenos que caracterizan a este proceso: el rozamiento, la deformación plástica y la formación de la viruta. Para obtener las características de la muela se midió su topografía mediante tecnología láser y se realizaron diversos diamantados, de cuyos granos desprendidos se utilizaron para medir el diámetro medio del grano. Finalmente, se realiza la simulación de la energía específica para diferentes profundidades de corte y velocidad de avance de la pieza. El valor obtenido de la energía específica consumida en la formación de la viruta es similar a la descrita por otros autores, lo que permite validar el modelo y los experimentos. La aportación fundamental de esta tesis, es el desarrollo del modelo matemático basado en la estimación de la energía específica consumida que permite simular el proceso de rectificado. Los resultados obtenidos con la aplicación del modelo, han permitido analizar la correlación entre las características de la muela, los parámetros de corte y el comportamiento de la energía específica consumida. Esto hace factible, proponer un rango de valores para los parámetros de corte y predecir los efectos que estos tienen sobre el consumo de energía. Por lo tanto, la obtención del modelo de rectificado para la fabricación de piezas, contribuye a satisfacer las indicaciones sobre la creación de máquinas virtuales, que propone la filosofía de la Industry 4.0. Además, este modelo sienta las bases para en un futuro, determinar el flujo de calor necesario para conseguir el endurecimiento superficial de la pieza, Nguyen[1].

1. Introducción

Actualmente la fabricación de productos abarca una gama muy variada en cuanto a tipología, forma y materiales. Estos productos están caracterizados por el breve ciclo de vida que tienen en el mercado, por ello sus plazos de entrega son estrechos. De aquí que se requiere reducir los tiempos de manufactura mediante el control de las variables del proceso de fabricación.

En general, las piezas y componentes de las máquinas trabajan muchas veces bajo complejas sollicitaciones, como son las tensiones debidas al rozamiento entre superficies y a las combinaciones de esfuerzo a torsión, flexión, compresión y tracción a las que está sometida cualquier componente. Las especificaciones de dureza, rugosidad superficial y tolerancias geométricas de las piezas deben ser satisfechas mediante la aplicación de distintos procesos de fabricación. Las medidas nominales con sus respectivas tolerancias y rugosidades se consiguen con operaciones de mecanizado de desbaste y acabado.

A la pieza de la Figura 1 se le exige una dureza superficial de 60HRC, la cual es obtenida después de un temple. Mediante esta operación se transforma la estructura metalográfica de perlita a martensita, adquiere más dureza, pero la pieza se deforma Aslan [2]. Este defecto debe ser corregido mediante el arranque de micro partículas realizado en el rectificado, el cual permite obtener buen acabado superficial y garantizar las tolerancias dimensionales y de forma. Actualmente, el rectificado permite elevar la dureza superficial en la pieza Nguyen [3], y mecanizar materiales duros y frágiles, Ding [4].

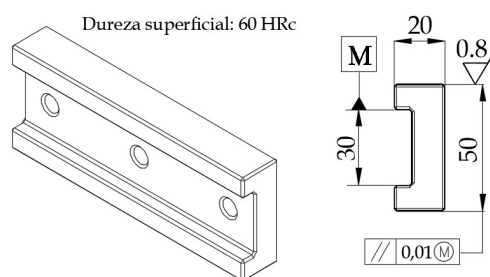


Figura 1 Placa base rectificada.

En la Figura 2 es ilustrado el rectificado plano, en el cual los granos abrasivos de la muela cilíndrica realizan el corte con su periferia, desplazándose tangente a la superficie de la pieza.

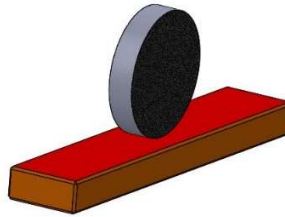


Figura 2 Rectificado superficial plano.

A pesar de la longevidad de la aplicación del rectificado, este es un proceso en evolución que requiere de herramientas de simulación, que permitan predecir los resultados de la operación y la prevención de daños térmicos. En un estudio reciente sobre las máquinas rectificadoras realizado por Wegener [5], queda de manifiesto la diferencia entre el estado del arte científico y la preparación industrial en las máquinas, como lo señala la Figura 3.

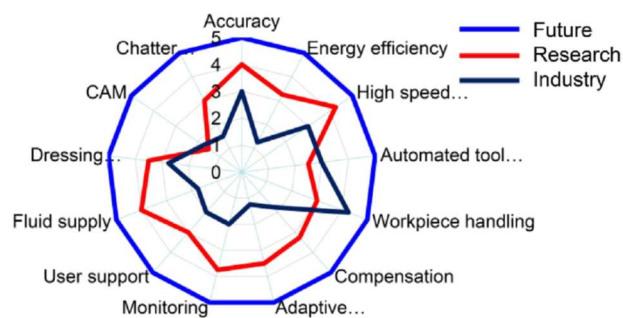


Figura 3 Comparación del estado del arte entre investigación e industria [5].

Las evidencias sobre el interés industrial por el desarrollo de este proceso, queda de manifiesto en las publicaciones científicas, en los foros de debates técnicos y en las 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.

La eficiencia energética en el proceso de mecanizado, cada vez adquiere más relevancia debido al aumento del precio de la energía. Entre los indicadores de la eficiencia energética se distinguen la intensidad de consumo de energía y el coste de mecanizado del producto, este último representa una parte significativa del coste total del producto terminado, Merchant [6]. El ahorro energético en la industria manufacturera requiere de la toma de medidas que fomenten la eficiencia del sistema.

En la mayoría de los países de la UE, incluida España, durante el período de recesión económica entre el 2008 y el 2014, en la industria se produjo una reducción del uso de la capacidad productiva, lo que provocó una menor eficiencia de los equipos utilizados, [7]. A pesar de esto, la tendencia de la intensidad de energía (primaria y final) ha sido decreciente, y se prevé que continúe hasta el 2020, ver Figura 4 [8].

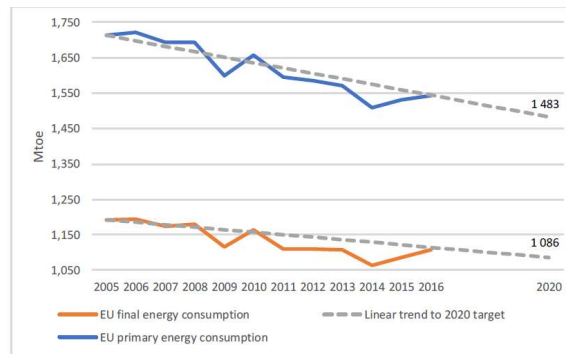


Figura 4 Intensidad y consumo de energía en la industria europea [8].

No obstante, en España la intensidad energética en la industria manufacturera ha sido superior a la media de los países de la UE, como se aprecia en la Figura 5 [9].

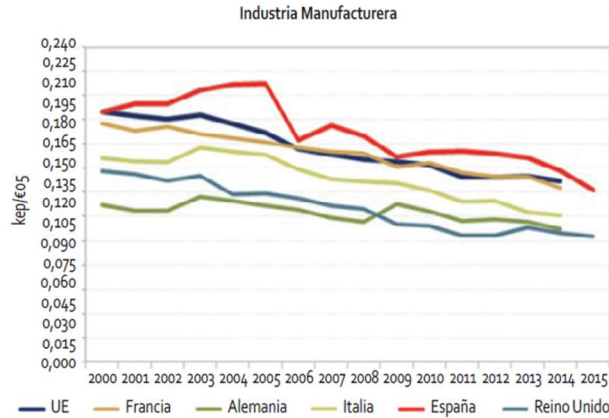


Figura 5 intensidad energética en la industria manufacturera en España [9].

Por otra parte, en el informe de la comisión al parlamento europeo, se pronostica que hasta el 2030 el precio de la energía en Europa aumentará [10], ver Figura 6. En España, a principios del 2019 se produjo un aumento de un 40% del precio de la energía eléctrica. Sin embargo, desde 2014 con la recuperación de la actividad industrial ha habido un crecimiento del consumo de energía, por lo que la UE ha establecido ciertas regulaciones que propicien mayor eficiencia energética.

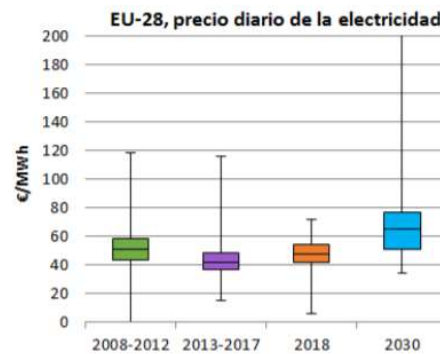


Figura 6 Precio de la energía eléctrica.

Mediante una mayor automatización y mejora del rendimiento en los equipos industriales, la filosofía Industry 4.0 presenta una visión global de la modelización y simulación para la fabricación de piezas de elevado valor añadido. Esto genera una tendencia hacia la virtualización de las máquinas herramientas y de los procesos, Zheng [11] y Sánchez [12]. Tanto la eficiencia energética como la virtualización, tienen en común la necesidad de un modelo que permita simular el proceso de rectificado, Araujo et al [13]. 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, La Calle [14]. Esto hace que sea posible conseguir un mejor rendimiento en el proceso y un control de la sostenibilidad ambiental, Aurich J.C. et al. [15].

Durante el rectificado, se produce un aumento de la temperatura en la superficie de contacto entre la muela y la pieza. Diversas investigaciones se ocupan del control de la temperatura con el fin de garantizar endurecimiento en la superficie de la pieza, Salonitis [16] o de evitar daños en su superficie, Guo et al. [17]. En la Figura 7 se representa que el calor generado en la superficie de contacto, se transmite hacia el interior de la pieza, la muela y la viruta, Anderson [18]. Por el contrario, otras investigaciones declinan su interés por el control del consumo de energía.

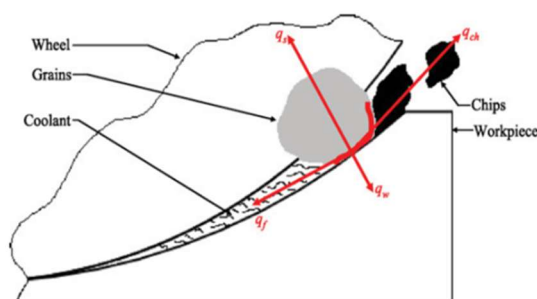


Figura 7. Disipación de calor hacia la pieza, la muela y la viruta [18].

Como muestra la Figura 8, debido a la fricción entre muela y pieza, se produce una chispa y por tanto, un flujo de calor en la zona de contacto, lo que conlleva a un mayor consumo de energía.



Figura 8. Generación de calor entre la pieza y la muela.

Según la teoría clásica de remoción de Preston [19], la energía específica consumida en el proceso de arranque de viruta es la energía consumida por unidad de volumen de material removido (J/mm^3), por lo que es definida como la relación entre potencia consumida y tasa de material removido [20].

En el proceso de rectificado, la energía consumida es de una o dos órdenes de magnitud mayor que la energía consumida en otros procesos de arranque de viruta, Setti [21]. De ahí, que la energía específica es un indicador de la severidad del proceso, ya que depende de los parámetros de corte utilizados, de las características de la muela de rectificar y del material de la pieza. Por lo tanto, el cálculo de la energía específica consumida requiere de un modelo que incluya estos factores.

Para la definición de un modelo de rectificado es necesario la comprensión de los fenómenos que participan. Entre los fenómenos que ocurren se destacan el rozamiento entre la muela y la pieza, la deformación del material arrastrado y la formación de la viruta (sliding o rubbing, ploughing y chip formation). Estos fenómenos son representados en la Figura 9, Nan Li [22].

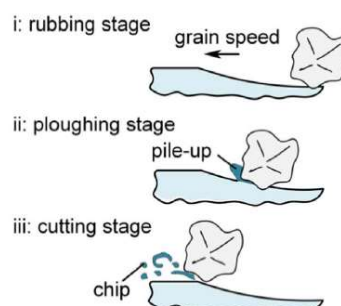


Figura 9. Fenómenos que ocurren en el rectificado plano [22].

Para el desarrollo del modelo de la energía específica, se debe diferenciar entre la energía específica de corte del material y la energía específica consumida. De la revisión de los modelos de energía específica, se concluye que existen dos grupos, los modelos que evalúan la energía específica de corte del material (SCE) y los modelos que calculan la energía específica consumida (SEC).

El primer grupo se basa en la medición experimental de la fuerza de corte durante el mecanizado, utilizando un dinamómetro piezoeléctrico situado en la mesa de la rectificadora, Nan [22] o en el husillo al que se acopla la herramienta, Li et al. [23]. Ambas configuraciones se muestran en la Figura 10 y Figura 11, respectivamente. Para el caso en el que el dinamómetro se sitúa en la mesa [22], queda definida la potencia de corte consumida, si los valores de fuerza se multiplican por la velocidad de avance de la mesa.

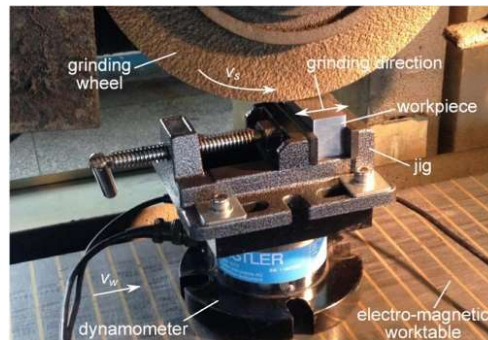


Figura 10. Ubicación del dinamómetro en la mesa [22].

Si el dinamómetro está situado en el husillo de la máquina [23], los valores de fuerzas se multiplican por la velocidad periférica de la herramienta.

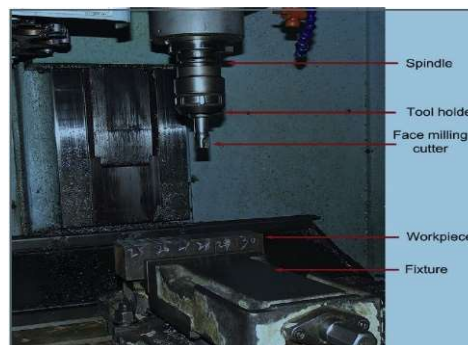


Figura 11. Ubicación del dinamómetro en el husillo [23].

Otros trabajos, estiman la energía específica de corte (SCE), construyendo una función de ajuste que relaciona la potencia activa del motor con la potencia mecánica

entregada por el husillo, lo que les permitía calcular la energía específica consumida por la punta de la herramienta de corte. Durante un torneado, la potencia activa del motor es medida según se observa en la Figura 12, Hameed et al. [24].

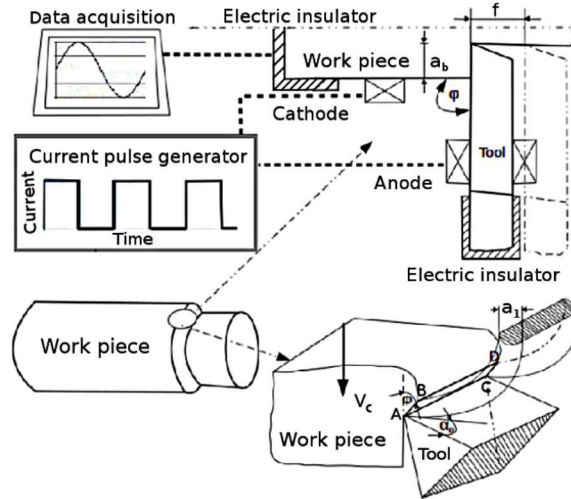


Figura 12. Estimación de la energía específica de corte para el torno.

Esta metodología también fue utilizada para el taladrado por González et al. [25], como se muestra en la Figura 13.

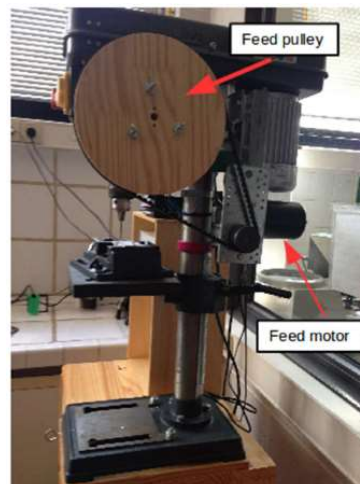


Figura 13. Estimación de la energía específica de corte para el taladro.

En el segundo grupo, la evaluación de la energía específica consumida SEC se realiza mediante un modelo que incluye la energía consumida no solo por la herramienta sino también por el resto de funciones complementarias de la máquina, Kara et al. [26].

Para el cálculo de *SEC* los investigadores realizan mediciones de la potencia activa del motor que acciona el husillo principal de la máquina y evalúan la tasa de material removido. Esta metodología fue aplicada en una operación de fresado por Díaz et al. [27] y para el torneado por Xie et al. [28], los cuales utilizan un modelo para la *SEC* que incluye unos coeficientes obtenidos experimentalmente, que depende de las diferentes condiciones de corte y del tipo de proceso de mecanizado.

En la Figura 14 se muestran los resultados obtenidos por Díaz et al. [27], quienes señalaron que una mayor tasa de remoción de material Q_w provocó un mayor consumo de potencia de entrada a la máquina, pero presentó una tendencia de menor *SEC* debido a la disminución del tiempo de operación.

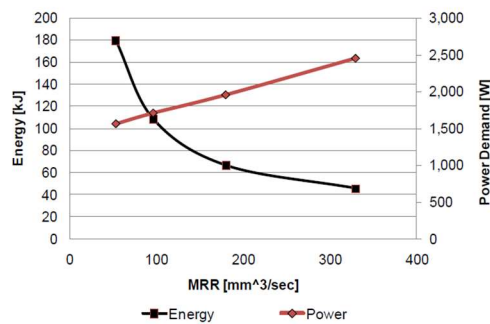


Figura 14. Comportamiento de *SEC* obtenido por Díaz [27]

Con la evaluación experimental de la potencia activa en el husillo del torno, según se muestra la Figura 15, Xie et al. [28] obtienen que, aunque la Q_w es diferente para distintos parámetros de corte, ocurre que la *SEC* es la misma, por lo que destacan la importancia de considerar la velocidad de avance, la profundidad de corte y el material de la pieza en el cálculo de la *SEC*.

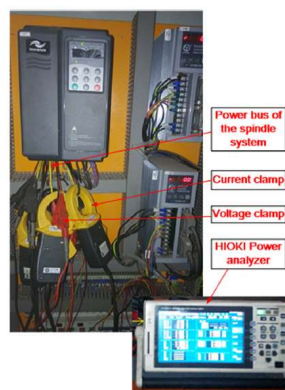


Figura 15. Equipos conectados al husillo del torno. Xie [28]

En general, los modelos utilizados en las investigaciones anteriores, analizan la tasa de remoción de material como un todo. Esto hace, que dichos modelos no permitan obtener información precisa sobre el consumo energético en función de los parámetros de corte, del material de la pieza y de las características de la herramienta. No obstante, en la revisión de otras investigaciones, se observan dos formas de obtener el modelo de la tasa de material removido. Una define la Q_w como el producto de la sección de corte aparente por la velocidad de avance de la pieza y otra como el producto de sección efectiva de los granos que cortan por la velocidad de corte de la muela, Hecker [29]. La mayoría de los autores utilizan el primer modelo, en el que determinan la tasa de material removido sin tener en cuenta la densidad de granos en la muela. Por lo tanto, consideran que la sección de corte está dada por la profundidad de corte a y el ancho lateral de la zona rectificadora b , Anderson [18]. Esta forma de calcular la sección de corte resulta ser aproximada, donde:

$$Ac = a \cdot b \quad (1)$$

De esta manera, la tasa de material removido es el producto de la sección de corte Ac y la velocidad de avance de la pieza v_w , Zhenzhen et al. [30] y Wenfeng [31]:

$$Q_w = Ac \cdot v_w \quad (2)$$

Por el contrario, en el segundo modelo otros autores consideran como sección efectiva de corte, correspondiente a la sección de la viruta cortada por un grano Ac_g multiplicada por el número de granos N_g presentes en la superficie en contacto entre pieza y muela, Agarwal [20]. Para estos casos, la tasa de material removido es el producto del número de granos N_g , por la sección de corte de un grano Ac_g y la velocidad de corte de la muela v_c .

$$Q_w = (N_g \cdot Ac_g) \cdot v_c \quad (3)$$

Para aplicar el segundo modelo, los investigadores utilizan la ecuación del espesor máximo de viruta h , desarrollada por Malkin [32]. En base a las características geométricas de la formación de viruta, este espesor queda definido en función de la velocidad de corte v_c , la velocidad de avance v_w , la profundidad de corte a , el diámetro de la muela D_M y la densidad de granos en la muela C_g . Muchos son los autores que han utilizado la ecuación (4) del espesor de viruta. Sin embargo, atendiendo a que, a lo largo de la longitud de contacto entre pieza y muela, el espesor de viruta va creciendo, así

también le sucederá a la sección de grano que está interactuando. Por lo tanto, esta evolución se debe considerar en el cálculo de la tasa de material removido.

$$h_{\max} = \frac{v_W}{C_g \cdot d_g \cdot v_C} \sqrt{\frac{a}{D_M}} \quad (4)$$

Por otro lado, generalmente los autores consideran la densidad de granos estática C_g normalizada y una constante que incluye la geometría ideal del grano. No obstante, existen otros casos que definen C_g en función del ángulo de ataque del grano, Zhenzhen et al. [30]. Considerando, que la muela está compuesta por granos abrasivos cohesionados en un aglomerante, y dada su distribución aleatoria en la muela, diversos autores optan por medir la topografía para definir valores de la geometría del grano y de la densidad superficial, Nguyen [3].

En la Figura 16 se observan las imágenes de la topografía estudiada por Aslan [33]. Otros estudios consideran la densidad dinámica de filos utilizando un modelo estadístico según la distribución de Raylet, Hecker [29].

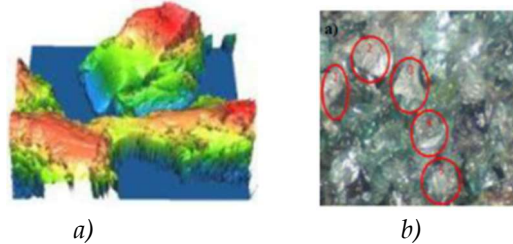


Figura 16. Topografía de la muela: a) ángulo de ataque y b) densidad [33].

En cuanto al material de la pieza, diversos autores estudian la energía específica de corte para aceros al carbono y aceros aleados, Malkin et al. [34] y Rowe et al. [35]. Otros autores han estudiado el rectificado de materiales de alta resistencia y dureza, como son las aleaciones utilizadas en la aeronáutica, Aslan et al. [33]. En los cerámicos avanzados, la demanda de energía consumida es muy alta. Según Singh [36] el coste del rectificado de este tipo de material es elevado debido a su alta energía específica.

A diferencia de los métodos clásicos de estimación de tasa de material removido, Nadolny [37] propuso un nuevo indicador para analizar el rendimiento del proceso: SIQ , que define la tasa de material removido de un solo grano abrasivo, y se basa en el número de granos cinemáticos activos, pero no establece relación con la energía consumida. Hasta ahora, los modelos SEC son caracterizados a nivel macro durante la interacción entre la pieza de trabajo y la muela, para predecir el valor medio del espesor

de la viruta. Un trabajo reciente ha desarrollado un modelo de fuerza normal y tangencial considerando la micro interacción entre la pieza de trabajo y la herramienta de rectificado, Li, H. N. [22]. A pesar de los diferentes estudios realizados hasta el momento, para el caso del rectificado plano, aún es necesario desarrollar un modelo práctico que permita predecir la *SEC*, y establecer un método sencillo para calcular la densidad de granos que caracteriza a la muela.

En el trabajo desarrollado aquí, la energía específica consumida *SEC* se obtiene midiendo la potencia activa consumida por el motor que acciona el husillo de la muela y desarrollando un modelo para el cálculo de la tasa de material removido Qw . Utilizando un analizador de potencia conectado a la entrada del motor eléctrico se mide la potencia activa consumida, durante los ensayos experimentales de rectificado plano, aplicados a probetas de acero al carbono y a acero inoxidable. Se han considerado los recorridos de la rectificadora plana, el de arranque de viruta y el de retroceso, y se toman las lecturas de potencia durante ambos recorridos. La diferencia entre las potencias mecánicas de los dos recorridos, permite calcular la potencia consumida en el corte. El modelo de la tasa de material removido se desarrolla a partir de la definición del espesor de viruta arrancada, el cual no solo depende de la velocidad de corte, la profundidad de corte y la velocidad de avance de la pieza, sino también de la densidad de granos de la muela. Para dicho modelo se ha considerado la interacción entre el grano y la pieza, por lo tanto el área efectiva que cada grano está cortando, la cual es diferente según la posición radial θ en la que este se encuentra. Esto permite definir con precisión la tasa de material removido Qw . Por otra parte, mediante un perfilómetro láser, se midió la topografía de la muela para determinar la densidad de granos real y mediante una lupa óptica se midió el diámetro medio del grano d_g , obtenidos de diversos diamantados. Mediante el modelo y los datos empíricos obtenidos en este trabajo, ha sido posible obtener la *SEC* de dos materiales con diferentes condiciones de dureza y para distintos parámetros de corte. De la comparación de los resultados obtenidos con los de otros autores, se ha comprobado que están en el orden de magnitud, por lo que esto ha permitido dar por válido el modelo y los resultados.

1.1 Objetivos

El objetivo principal de esta tesis es desarrollar un modelo de abrasión encargado de calcular la tasa de material removido y que permita predecir el comportamiento de la energía específica consumida durante el rectificado plano. En este estudio se dedica

especial atención a los parámetros del proceso con la finalidad de aumentar la eficiencia energética en la fabricación, y con ello contribuir a una manufactura sostenible. Del objetivo principal descrito, se derivan los objetivos específicos siguientes:

- Desarrollar el modelo para la tasa de material removido Qw que considera la intersección geométrica entre la muela de rectificar y la pieza, así como la participación de los múltiples granos que intervienen en el corte.
- Establecer una metodología para medir la potencia consumida en el rectificado, y que permita distinguir la potencia consumida en los distintos fenómenos que participan en el rectificado: rozamiento, deformación y corte.
- Evaluar el comportamiento de diferentes materiales en el rectificado: dúctil y frágil. Esto permitirá comprender la influencia de la dureza del material y los parámetros de corte, sobre el consumo de energía específica consumida.
- Medir la topografía de la muela utilizada para calcular la densidad de granos, el espaciado entre ellos y el tamaño.
- Calcular la energía específica consumida en el rectificado plano en función de los parámetros de corte y el tipo de material.
- Aplicar a los resultados un ajuste por regresión para determinar la energía disipada en la formación de la viruta.

1.2 Alcance

Para este estudio se define un método cuasi-directo, de manera que se desarrolla un modelo de remoción, y se realizan experimentos que permiten caracterizar las condiciones de ejecución y de contorno del proceso de rectificado. Para realizar la simulación numérica se plantea la definición, integración e implementación del modelo físico de los fenómenos que intervienen. La Figura 17 muestra la estructura del estudio aquí desarrollado. La realización de experimentos aportará criterios en la elección adecuada de los parámetros de ejecución y permitirá contrastar los resultados de las simulaciones, con vistas a validar la aplicación sistemática de este procedimiento para diferentes condiciones de corte. El análisis de los resultados de ambas estrategias, conducirá a recomendaciones que posibilitan proponer la mejora del proceso y con ello dar respuesta a las exigencias mecánicas del producto. Con el modelo desarrollado, en primer lugar, se calcula el espesor de viruta, y se define la sección de corte de un grano. Seguidamente se calcula la sección de viruta, suponiendo que esta sección es igual a la sección actuante del grano. Finalmente se calcula la sección acumulada de viruta arrancada y la tasa de material removido total.

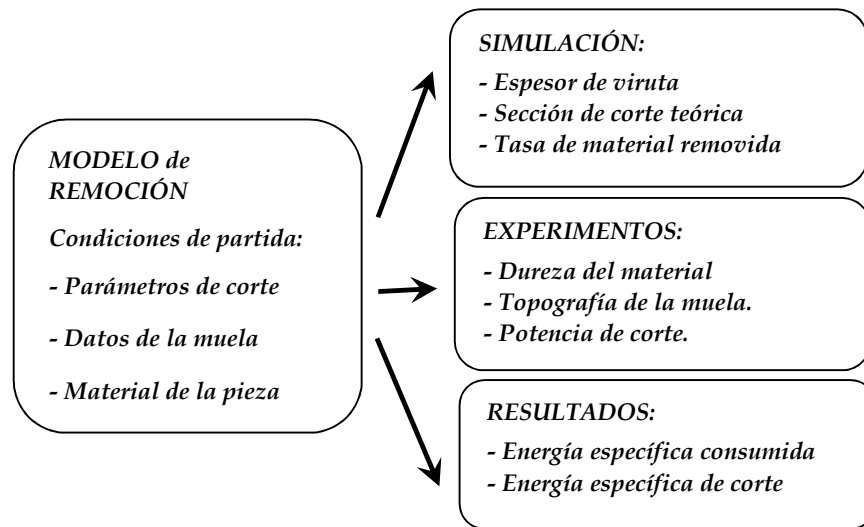


Figura 17. Estructura del estudio del rectificado.

La tasa de material arrancado total depende del número de granos que actúan en el área de corte. La topografía de la muela depende del desgaste y de las condiciones de diamantado de la muela, por lo tanto, es medida experimentalmente, pudiéndose hacer una estimación de la densidad de granos de la muela y el número de granos que actúan, simultáneamente y del área total de granos en contacto con la pieza. Esta estimación permite hacer un cálculo más real de la tasa de material total. En segundo lugar, a nivel experimental se mide la potencia consumida en el corte para las condiciones de corte predefinidas en la simulación de la tasa de material removido. Considerando los resultados de la simulación de la tasa de material removido acumulada y de la medición de la potencia consumida, es posible calcular la energía específica para las condiciones de corte elegidas. La potencia consumida es proporcional a la tasa de material removido total, cuya constante de proporcionalidad es la energía específica consumida *SEC*.

$$SEC = \frac{P}{Qw} \quad (5)$$

1.3 Organización

Capítulo 2: Modelo de energía específica consumida.

Se detalla paso a paso el desarrollo del modelo de remoción para el rectificado plano, a partir de la definición de la ecuación del espesor de viruta. Esta ecuación permite

calcular la tasa de material removido que, junto con la potencia consumida en el proceso, son los dos aspectos que definen la energía específica consumida en el corte.

Capítulo 3: Evaluación experimental del rectificado plano.

Aquí, se describen los diferentes experimentos realizados. Para el primero, se define la estrategia a aplicar para la medición de la topografía de la muela utilizada y se construye un programa para procesar los datos del perfil de rugosidad obtenido. También, se describe la metodología para medir la geometría de los granos diamantados. Para el segundo caso, se describen los pasos para medir la potencia consumida por el motor durante los ensayos de rectificado, y se especifican los tipos de materiales utilizados.

Capítulo 4: Resultados y discusión.

En este apartado se explica el método para procesar los datos de las características de la muela y de la potencia consumida. Por otra parte, se simula la tasa de material removido y se calcula la energía específica consumida. Se explica procedimiento para obtener la curva de regresión de la energía específica consumida de cada material y se analizan los resultados.

Capítulo 5: 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 y de la dureza del material.

1.4 Publicaciones

Artículos:

Model based on an effective material-removal rate to evaluate specific energy consumption in grinding. Amelia Nápoles Alberro, Hernán A. González Rojas, Antonio J. Sánchez Egea, Saqib Hameed and Reyna M. Peña Aguilar. Marzo 2019. Volumen 12, Número 6, Pages 939-1 : 939-2. MDPI Materials Science, Multidisciplinary. Q2 T2 111 / 285. JCR-Science Edition - 2017: Factor de impacto - 2.467. <https://doi.org/10.3390/ma12060939>.

Machinability estimation by drilling monitoring. Hernán A. González-Rojas, Amelia Nápoles-Alberro, Antonio J. Sánchez-Egea. November 2018 - Volume: 93, Número 6, Pages: 663-667. Publicaciones DYNA S.L. ingeniería e industria. Subject Category ENGINEERING, MULTIDISCIPLINARY - Q4 T3 76 / 86. JCR-Science Edition - 2017 - Factor de impacto - 0.500. doi: <http://dx.doi.org/10.6036/8821>, ISSN o título (0012-7361).

Congresos:

Análisis de la energía específica de corte en el rectificado plano basado en el modelo de la tasa de material removido. A. Nápoles Alberro, H.A. González-Rojas, A.J. Sánchez Egea, S. Hameed. XXI Congreso nacional de ingeniería mecánica.

Colaboraciones en investigación:

Electroplastic cutting influence on power consumption during drilling process. Saqib Hameed · Hernán A. González Rojas, Antonio J. Sánchez Egea, Amelia Nápoles Alberro. Int J Adv Manuf Technol. DOI 10.1007/s00170-016-8562-z.

Influence of the regime of electropulsing assisted machining on the plastic deformation of the layer being cut. Saqib Hameed, Hernán A. González Rojas, José I. Perat Benavides, Amelia Nápoles Alberro and Antonio J. Sánchez Egea.

2. Modelo de energía específica consumida.

En un proceso de mecanizado, el óptimo aprovechamiento de los recursos utilizados y la obtención de las especificaciones en las piezas, requiere la selección correcta de los parámetros de corte. Dicha optimización se puede conseguir mediante la modelización y simulación del proceso, y para ello es necesario la comprensión de los fenómenos que ocurren durante el arranque de material. En el rectificado, durante la interacción entre la muela y la pieza ocurren tres fenómenos: el rozamiento entre muela y pieza, la deformación plástica antes de que rompa el material y la formación de viruta por cizalladura, Malkin et al. [34]. Cuando se inicia el contacto, la remoción de material es despreciable. A medida que aumenta la fuerza de los granos sobre la pieza, aparece la deformación plástica. Con un nuevo aumento de la fuerza de corte, el material es removido produciéndose la formación de la viruta, Rowe [38].

En el trabajo que aquí se desarrolla, se considera que la potencia consumida en el rectificado es debido a la potencia disipada por los fenómenos que intervienen. La potencia consumida por los mecanismos de rozamiento, deformación plástica y formación de viruta son P_{sl} , P_{pl} y P_{ch} respectivamente. Por lo tanto, la potencia consumida en el rectificado es igual a la suma de las potencias de cada uno de los fenómenos mencionados.

$$P = P_{sl} + P_{pl} + P_{ch} \quad (6)$$

En un proceso de arranque de viruta la energía específica consumida es directamente proporcional a la relación entre la potencia consumida P y la tasa de material removido Q_w , Bakkal [39]. Si la ecuación (6) se divide por la tasa de material removido y se reorganiza, se obtiene la ecuación (7). Donde SEC_{ch} es la energía específica consumida en la formación de viruta.

$$\frac{P - P_{sl}}{Q_w} = \frac{P_{pl}}{Q_w} + SEC_{ch} \quad (7)$$

En un rectificado plano, debido al desplazamiento alternativo que realiza la mesa sobre la que se sitúa la pieza, se definen dos tipos de operación de corte. Si el desplazamiento va en sentido opuesto a la velocidad periférica de la muela v_c , la operación es llamada corte en oposición. Si el desplazamiento va en el mismo sentido que la velocidad periférica de la muela v_c , la operación es llamada corte en concordancia. Generalmente, en el rectificado se aplica la profundidad de corte tanto en oposición como en concordancia. Debido al movimiento relativo que ocurre entre muela y pieza durante estos dos sentidos de movimiento, existe una velocidad relativa diferente según

el tipo de operación que realiza. Cuando la operación es en oposición, la velocidad relativa es v_{Ro} , entonces las velocidades de la muela y la pieza se restan. Si es en concordancia, la velocidad relativa es v_{Rc} , entonces las velocidades de la muela y la pieza se suman, tal como indican las ecuaciones (8) y (9).

$$v_{Ro} (-) = v_c - v_w \quad (8)$$

$$v_{Rc} (+) = v_c + v_w \quad (9)$$

Este tipo de comportamiento puede ser de interés para el caso en el que se evalúen estudio la micro deformación de la viruta. Pero, en este estudio no se tendrá en cuenta la velocidad relativa, ya que aquí el rectificado se concibe de manera diferente. En este trabajo se contempla la siguiente secuencia: antes que la pieza comience su movimiento de corte en oposición, se aplica una profundidad de corte a la pieza. Este paso no se vuelve a aplicar hasta que se termina el movimiento en concordancia. Por lo tanto, durante el movimiento de corte en oposición, simultáneamente existe rozamiento, deformación plástica y formación de viruta. En cambio, durante el movimiento en concordancia solo existe rozamiento. Si la potencia consumida en el corte en oposición P y la potencia consumida en el movimiento en concordancia Ps_l , son conocidas, entonces es posible aislar los fenómenos de deformación plástica y formación de viruta, tal como se expresa en la ecuación (7). Es decir, la diferencia entre las potencias consumidas en oposición y en concordancia es la debida a la de deformación plástica y a la de formación de viruta, que son los fenómenos que caracterizan el corte, Kumar et al. [40]. Por esta razón, en este estudio se mide la potencia para las dos trayectorias durante un rectificado plano en seco, con diferentes condiciones de corte y distintos materiales de pieza. Previamente, se mide la potencia consumida por el motor para el desplazamiento en vacío Pv , es decir cuando la muela aún no está en contacto con la pieza. Entonces, a la potencia medida con el analizador de red durante las dos operaciones, se le resta la potencia en vacío, para obtener la potencia consumida en el rectificado en oposición y en concordancia. Por otra parte, el desarrollo del modelo de remoción se ha realizado siguiendo el siguiente orden: primeramente, detallando la geometría del corte que define la muela, se obtiene la ecuación del espesor de viruta arrancada por un grano. Esta ecuación permite calcular el espesor instantáneo a lo largo de la trayectoria que él realiza sobre la pieza. Después se desarrolla la ecuación de la sección de corte efectiva A_{cg} acumulada, cuyos resultados son utilizados para simular la tasa de material removido, conseguida por todos los granos que cortan simultáneamente. Una vez conocida la potencia consumida y simulada la tasa de material removido acumulada Qw , mediante el modelo de remoción, es posible determinar el comportamiento de la energía específica consumida según la ecuación (7).

2.1 Geometría del corte en el rectificado.

La hipótesis básica sobre la cual se construye el modelo de remoción es la siguiente: “El fenómeno de formación de la viruta en el rectificado se entiende como el resultado de la intersección geométrica entre múltiples granos abrasivos de la muela y el material de la pieza”. En la Figura 18 está representado el proceso de rectificado plano con corte en oposición, en la que se indican los parámetros: velocidad de corte v_c , profundidad de corte a y velocidad de avance de la pieza v_w . Además, están indicados los parámetros geométricos que definen el contacto entre muela y pieza, ellos son: el radio de la muela R_M y la longitud de contacto l_c .

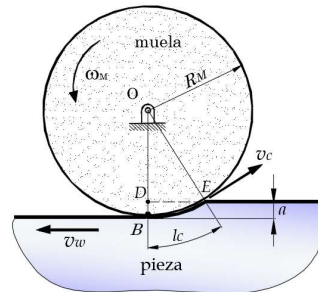


Figura 18. Parámetros de corte en el rectificado plano.

Para el análisis de las características dinámicas del rectificado, en la Figura 19 se señalan las zonas de la pieza y el correspondiente fenómeno que ocurre en ellas. El fenómeno de rozamiento ocurre en la zona de contacto con la muela y depende de la longitud en contacto l_c y del ancho de corte H . Este fenómeno puede ser proyectado en plano XZ. El fenómeno de la deformación se ilustra en el plano YZ, mediante unas crestas a los lados de la ralladura que provoca un grano, Zhang [41]. El fenómeno de corte presente en el plano YZ, es normal a la velocidad de corte de la muela.

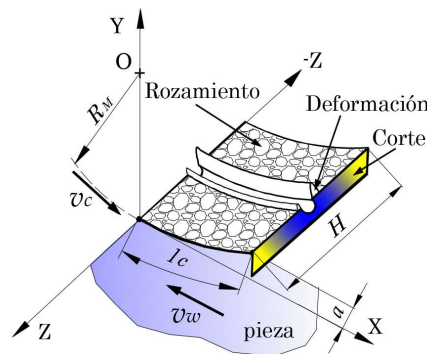


Figura 19. Fenómenos que ocurren en el rectificado.

Para conseguir un buen acabado superficial en la pieza, en el rectificado se requiere elevada velocidad de corte, esta puede ser de cinco a diez veces más altas que en otros procesos. Lo que conlleva a que, según la ecuación (10), la muela de rectificar gire a alta velocidad angular, comparada con la de otros procesos de mecanizados.

$$v_c = \omega \cdot R_M \quad (10)$$

En el rectificado, la geometría de la herramienta de corte y su interacción con la pieza no pueden ser perfectamente definidas debido a que la muela tiene múltiples granos de corte. A su vez, el grano tiene diversos filos de corte, caracterizados por tener un ángulo de ataque negativo γ , como se indica en la Figura 20.

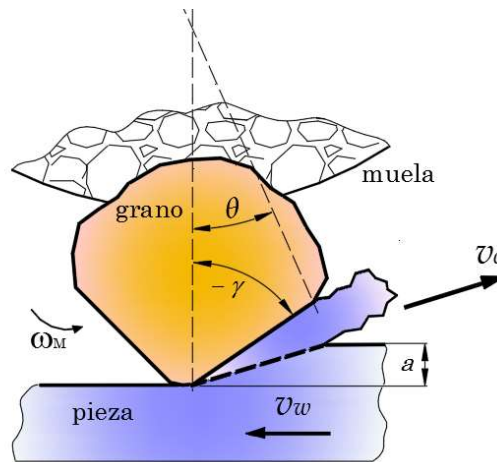


Figura 20. Zonas de la pieza y fenómeno que interviene.

La posición y orientación de los granos están definidas con cierta aleatoriedad y por tanto los filos de corte están dispuestos irregularmente sobre la superficie de trabajo. Debido a toda esta complejidad, diversos trabajos han estudiado la geometría del grano, Nguyen [3], Payrebrune [42] y Klocke [43]. Estos estudios analizan la variabilidad de contacto existente entre dos puntos de corte vecinos, mediante el uso de modelos estadísticos o de simulación por ordenador.

En este trabajo, para el análisis de la geometría de corte en el rectificado se ha considerado la interacción cinemática entre la topografía de la muela y la superficie de la pieza, así como la influencia de los parámetros de corte. Durante la remoción de material en el rectificado, la viruta conformada es similar a la que ocurre en otros procesos de mecanizado, con la diferencia de que es a una escala mucho más pequeña.

Si se considera que la distribución de los granos en el aglomerante de la muela es similar a la de la Figura 21, la acción abrasiva en el rectificado es semejante a la de un

fresado, por lo tanto se puede asumir que los puntos de corte de la muela corresponden a los dientes de una fresa. Suponiendo una muela ideal con los granos igualmente espaciados, es posible definir que la distancia entre dos granos adyacentes es lg , ver la Figura 21.

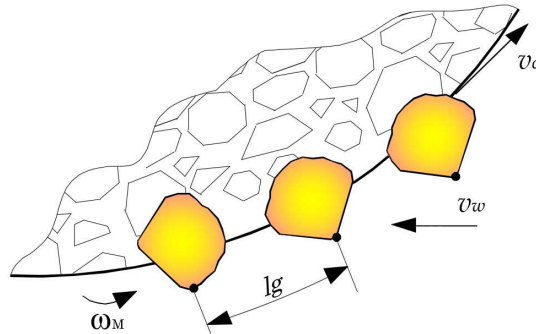


Figura 21. Distribución de los granos abrasivos en la muela.

De la Figura 21 se deduce que el tiempo tg entre dos cortes sucesivos depende de la distancia entre dos granos lg y de la velocidad de corte v_c , por lo que:

$$tg = \frac{lg}{v_c} \quad (11)$$

Debido al movimiento relativo entre la muela y la pieza, cada grano realiza un avance que depende de la distancia entre granos y de la relación entre las velocidades de cada una de ellas, por lo que el avance por grano f (mm/grano) queda definido por la ecuación (12).

$$f = lg \frac{v_w}{v_c} \quad (12)$$

No obstante, el cálculo del avance por grano puede realizarse a partir de los datos de la muela, según la norma de la Federación de Productores Europeos de Abrasivos "FEPA" [44]. Esta norma define el número identificativo del grano y su tamaño. En función del tipo de estructura de la muela se establece un código asociado a una constante k del grano, la cual define la relación entre la distancia de separación entre granos lg y una medida característica del grano, el diámetro dg :

$$k = \frac{lg}{dg} \quad (13)$$

2.2 Trayectoria definida por un grano.

Debido al comportamiento de la velocidad periférica de la muela y de la velocidad de avance del material, la trayectoria definida por un grano abrasivo respecto al material a rectificar es un trocoide. Es conveniente averiguar si esta trayectoria se puede aproximar a un arco de circunferencia. En la Figura 22 se muestran las dos curvas, un arco de circunferencia C y un trocoide T, correspondientes a la trayectoria de un grano. La trayectoria del trocoide T se debe al avance que ha realizado el grano debido a la velocidad relativa entre muela y grano. Para conocer y comparar el comportamiento de cada una de estas curvas, se analizan como Caso A y Caso B y se deducen las ecuaciones que las definen.

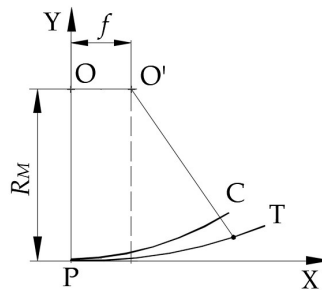


Figura 22. Tipos de trayectoria del grano: circunferencia C y trocoide T.

El **Caso A** corresponde a la trayectoria definida por un arco de circunferencia C, mostrada en la Figura 23, en la que se identifica la posición S de un grano abrasivo en el instante que la muela de radio R_M ha rotado un ángulo θ .

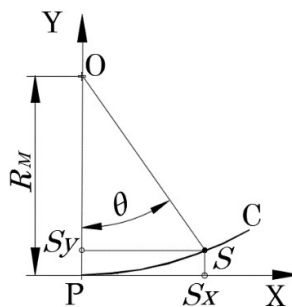


Figura 23. Trayectoria del grano según un arco de circunferencia C.

El arco de circunferencia C, referido a un sistema cartesiano XY con origen en el punto P, está definido por la ecuación (14):

$$S_y = R_M - R_M \sqrt{1 - \left(\frac{S_x}{R_M}\right)^2} \quad (14)$$

Y asumiendo que el cociente S_x/R_M es muy pequeño y desarrollando el término con raíz cuadrada de la ecuación (14), en serie de Taylor entorno a cero, se obtiene la siguiente aproximación:

$$\sqrt{1 - \left(\frac{S_x}{R_M}\right)^2} = 1 - \frac{1}{2} \left(\frac{S_x}{R_M}\right)^2 \quad (15)$$

Entonces la hipótesis de que el cociente S_x/R_M es muy pequeño es correcta. En los experimentos realizados en este trabajo, la magnitud S_x es del orden de la longitud de contacto l_c aproximadamente igual a 2,5 mm, en cambio el radio de la muela es de 125 mm.

Sustituyendo (15) en (14), se obtiene que:

$$S_y = \frac{S_x^2}{2 \cdot R_M} \quad (16)$$

La ecuación (16) define la trayectoria de un grano abrasivo que rota respecto a un punto material que no tiene velocidad de avance. En esta expresión, el término que está en el denominador es el diámetro de la muela.

Para el **Caso B**, la trayectoria es definida por un trocoide. Para definir las coordenadas de la posición instantánea del grano con una trayectoria trocoide, se considera entre otros, el desplazamiento horizontal f que realiza el centro de la muela. Como se muestra en la Figura 24, existen dos posiciones instantáneas relativas, una es cuando el centro de la muela está en la posición O y la segunda es cuando el centro de la muela se ha desplazado a la posición O' . A partir de un sistema de referencia cartesiano con centro en P , se deducen las expresiones paramétricas de las componentes S_x y S_y en función del ángulo θ .

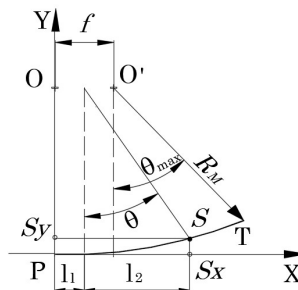


Figura 24. Trayectoria del grano según un trocoide T.

La componente S_y se define como:

$$S_y = R_M (1 - \cos \theta) \quad (17)$$

El ángulo θ es muy pequeño debido a que R_M es mucho mayor que la longitud de contacto l_c . Aproximando el término entre paréntesis de la ecuación (17), mediante una serie de Taylor de orden 2 en el entorno a θ igual a cero, se tiene que:

$$(1 - \cos \theta) = \theta^2 / 2 \quad (18)$$

Por ello la componente S_y se reduce a la siguiente expresión:

$$S_y = R_M \frac{\theta^2}{2} \quad (19)$$

La componente S_x se puede estimar como:

$$S_x = l_1(\theta) + l_2(\theta) \quad (20)$$

Si l_1 y l_2 se pueden estimar como una función lineal de θ , se tiene que:

$$l_1(\theta) = f \cdot \frac{\theta}{\theta_{max}} \quad (21)$$

Y

$$l_2(\theta) = R_M \cdot \sin \theta \quad (22)$$

Sustituyendo $l_1(\theta)$ y $l_2(\theta)$ en la ecuación (20) y suponiendo que θ es un ángulo muy pequeño, se tiene que:

$$S_x = R_M \cdot \theta \left(\frac{f}{R_M \cdot \theta_{max}} + 1 \right) \quad (23)$$

Despejando θ de la ecuación (23) y reemplazando en (19), se obtiene la ecuación que define la trayectoria de un grano abrasivo que rota respecto a un punto material que tiene una cierta velocidad de avance.

El signo (+) y (-) indica las dos posibilidades de corte, rectificado en oposición o en concordancia, respectivamente:

$$S_y = \frac{S_x^2}{2R_M \left(1 \pm \frac{f}{R_M \cdot \theta_{max}} \right)^2} \quad (24)$$

La ecuación (24), que define la trayectoria de un trocoide, tiene la misma estructura que la ecuación (16). Razón por la cual el término que está en el denominador se le llama

diámetro equivalente de la muela De , que como se observa está en función del cociente entre el avance por grano f y el arco $RM \cdot \theta_{max}$.

En un proceso de rectificado, f es del orden de 0.001 mm y el arco $RM \cdot \theta_{max}$ es del orden de 5 mm, entonces el cociente entre ambos términos es del orden de 3×10^{-4} . Debido a que dicho cociente es mucho menor que 1, la ecuación (24) se reduce a la ecuación (16) y por lo tanto la trayectoria tipo trocoide realizada por un grano abrasivo, se convierte en una trayectoria definida por un arco de circunferencia.

2.3 Longitud de contacto durante el rectificado plano.

En base a lo descrito anteriormente respecto a un grano, ahora se puede considerar que la trayectoria definida por dos granos abrasivos que cortan material en forma sucesiva, es la sucesión de dos trayectorias intermitentes que se intersecan. El primer grano define un arco de circunferencia y el segundo define otro arco de circunferencia con el centro desplazado respecto al primero.

En la Figura 25 se muestran los dos arcos de circunferencia G_1 y G_2 de radio igual al de la muela RM , dichos arcos referidos al sistema cartesiano X-Y, corresponden a las trayectorias de dos granos consecutivos. El centro de la curva G_1 está situado en el punto $X=0$ y la curva G_2 tiene su centro desplazado la distancia OO' , equivalente al avance por grano f . La longitud de contacto lc entre la muela y la pieza está definida por el arco BE y el espesor por los puntos $E'B'$.

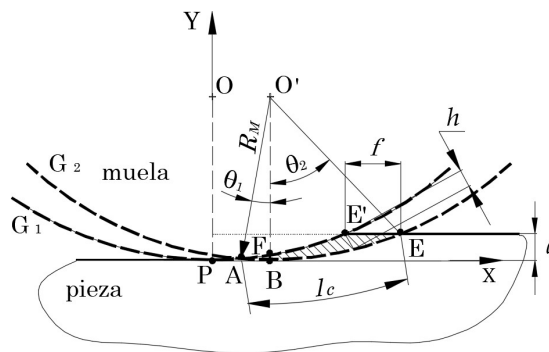


Figura 25. Parámetros geométricos y cinemáticos del rectificado plano.

La longitud de contacto lc entre la muela y la pieza, generalmente está definida por el arco PE' . Teniendo en cuenta el movimiento de avance de la pieza respecto a la muela y que el rectificado es en oposición, entonces la longitud de contacto comienza en A y termina en E cuya expresión analítica es:

$$l_c = \sqrt{2R_M \cdot a} \quad (25)$$

Para este tipo de rectificado, la longitud de corte parece superior a la definida en la ecuación (25), es decir AE es mayor que BE. Observando la Figura 25, se observa que la longitud de corte del grano 2 queda definida por el arco ABE. Si se define un único sistema de referencia con origen en O, para describir las trayectorias G_1 y G_2 , se reconoce que la distancia de OO' es igual al avance por grano f y por tanto equivalente al arco BE. Por otro lado, el arco de circunferencia AE se puede descomponer en la suma de los arcos AB y BE, los cuales están definidos por los ángulos θ_1 y θ_2 , respectivamente.

El arco AB se puede estimar por:

$$AB = f/2 \quad (26)$$

El arco BE se puede expresar por:

$$BE = R_M \cdot \theta_2 \quad (27)$$

Además θ_2 se puede estimar en función de a y de R_M .

$$\theta_2 = \sqrt{\frac{2a}{R_M}} \quad (28)$$

Reemplazando (28) en (27) la longitud del arco BE se reduce a:

$$BE = \sqrt{2R_M \cdot a} \quad (29)$$

Por lo tanto, la longitud de contacto es:

$$l_c = AB + BE \quad (30)$$

Por lo tanto:

$$l_c = f/2 + \sqrt{2R_M \cdot a} \quad (31)$$

El arco AB está en función del avance por grano, el cual es mucho más pequeño que el arco BE, con lo cual en la ecuación (30) se puede despreciar el primer sumando y por tanto se llega a la misma expresión para l_c mostrada en la ecuación (25).

2.4 Espesor de la viruta arrancada.

En el cálculo del espesor se ha considerado que la viruta es indeformable, por lo tanto, se desprecian las deformaciones térmicas, elásticas y plásticas que en ella pueden ocurrir.

Para la muela abrasiva y las condiciones de corte utilizadas en este estudio, la longitud de contacto lc es al menos 1200 veces más grande que el avance por grano f . Según la Figura 26, para el cálculo de las coordenadas de los puntos que definen el espesor de viruta, el área definida por ABF se puede despreciar debido a que su aportación es muy pequeña en relación al área BEE'F. Por lo tanto θ_{max} es un buen estimador de θ_1 . Por esa razón, el área a considerar en el cálculo del espesor de viruta, está delimitada por los puntos BEE'F y comprendido entre las curvas G_1 y G_2 . Dentro de esta área hay dos zonas de interés. Según la Figura 26, cuando el ángulo θ está en el intervalo de 0 a θ_1 es zona I y cuando está en el intervalo de θ_1 a θ_{max} es zona II.

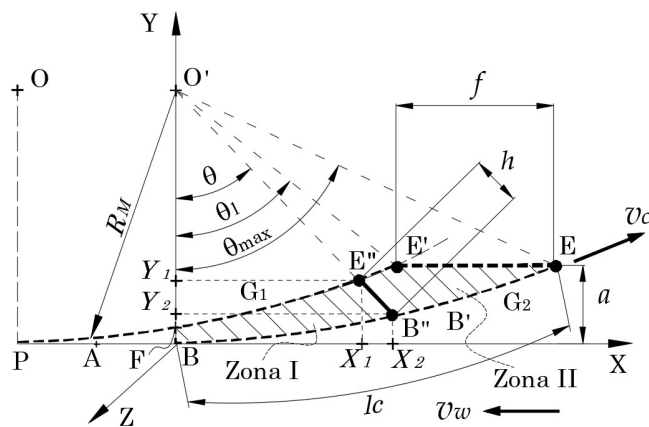


Figura 26 Coordenadas que definen el espesor de viruta.

Tal como se observa en la Figura 26, el espesor de la viruta puede ser evaluado sobre la recta que define el radio de la muela y su valor varía desde cero hasta un valor máximo h_{max} . Dado que la profundidad de corte en el rectificado es muy pequeña y la velocidad de la muela es mucho mayor que la de la pieza, el tamaño de la viruta es muy pequeño.

En la Figura 26 se observa que las trayectorias de las curvas G_1 y G_2 están situadas respecto al sistema de referencia O' y que el espesor de viruta definido por el tramo de recta $E''B''$, varía en función del ángulo θ . Para obtener las coordenadas de la intersección de la recta $E''B''$ con las curvas G_1 y G_2 , se desarrollan las ecuaciones que definen los arcos de circunferencias de G_1 y G_2 y la recta $O'B''$. Mediante la ecuación (32), que define el arco de circunferencia G_2 , se pueden determinar las coordenadas del punto B'' , con la siguiente expresión:

$$Y_2 = \frac{(X_2)^2}{2R_M} \quad (32)$$

Asignando valores a X_2 desde cero hasta un valor igual a la longitud de contacto y calculando la ordenada Y_2 , se obtiene la curva G_2 . Las coordenadas del punto E'' se obtienen evaluando $(X_1 + f)$ en la ecuación (33), que define el arco de circunferencia G_1 . Por lo que la expresión es:

$$Y_1 = \frac{(X_1 + f)^2}{2R_M} \quad (33)$$

La ecuación de la recta que pasa por los puntos $O'E''B''$ es de la forma:

$$Y_1 = \left(\frac{Y_2 - R_M}{X_2} \right) \cdot X_1 + R_M \quad (34)$$

La coordenada X_1 resulta de la intersección entre la curva G_1 y la recta $O'B''$, por lo que se plantea la igualdad entre la ecuación (33) y la ecuación (34). Sustituyendo la ecuación (32) en dicha igualdad, se obtiene una ecuación cuadrática que permite encontrar la coordenada X_1 , si es conocida la coordenada X_2 :

$$X_1^2 + \left[2 \cdot f - X_2 + \frac{2R_M^2}{X_2} \right] \cdot X_1 + (f^2 - 2R_M^2) = 0 \quad (35)$$

Para calcular la solución de la ecuación (35), se divide por el cuadrado de R_M :

$$\left(\frac{X_1}{R_M} \right)^2 + \left[\frac{2 \cdot a_g}{R_M^2} - \frac{X_2}{R_M^2} + \frac{2}{X_2} \right] \cdot X_1 + \left[\left(\frac{a_g}{R_M^2} \right)^2 - 2 \right] = 0 \quad (36)$$

Y haciendo un análisis de magnitudes relativas (donde se desprecian aquellos términos que resultan muy pequeños), resulta que:

$$\left[\frac{2}{X_2} \right] \cdot X_1 - 2 = 0 \quad (37)$$

Por lo tanto, la solución está dada para:

$$X_1 = X_2 \quad (38)$$

Si la coordenada X_2 es conocida, mediante la ecuación (38) se obtiene la abscisa X_1 . Seguido se sustituyen los valores de X_1 en la ecuación (33) para obtener la ordenada Y_1 . De igual forma se sustituye X_2 en la ecuación (32) y se calcula la ordenada Y_2 . Conocidas las coordenadas X_1 , X_2 , Y_1 e Y_2 que definen el segmento $E''B''$ es posible determinar el espesor de viruta arrancada h , mediante la ecuación (39).

$$h = \sqrt{(X_2 - X_1)^2 + (Y_2 - Y_1)^2} \quad (39)$$

Reemplazando la ecuación (32) y (33) en (39) se obtiene que:

$$h = \frac{2 \cdot X_2 \cdot f + f^2}{2 \cdot R_M} \quad (40)$$

No obstante, para el desarrollo del modelo se considera más útil tener una expresión del espesor de viruta en coordenadas polares. Por lo tanto, la definición de las coordenadas X_1 , X_2 , Y_1 e Y_2 se dejarán en función de la variable θ .

De la Figura 26 se puede deducir que:

$$\tan \theta = \frac{X_2 - X_1}{Y_2 - Y_1} \quad (41)$$

Entonces:

$$\tan \theta = \frac{X_2}{R_M - Y_2} \quad (42)$$

Asumiendo que el ángulo θ es muy pequeño y desarrollando las funciones trigonométricas en serie de Taylor, de las ecuaciones (41) y (42) obtenemos las siguientes aproximaciones de orden 2:

$$\theta = \frac{X_2 - X_1}{Y_2 - Y_1} \quad (43)$$

$$\theta = \frac{X_2}{R_M - Y_2} \quad (44)$$

Como Y_2 es mucho más pequeño que R_M , de la ecuación (44) se deduce que:

$$X_2 = \theta \cdot R_M \quad (45)$$

Por lo tanto, es posible definir el espesor h en función de θ , como se aprecia en la Figura 27, donde θ_{max} , se obtiene cuando X_2 es igual a la longitud de contacto lc , según (25), entonces:

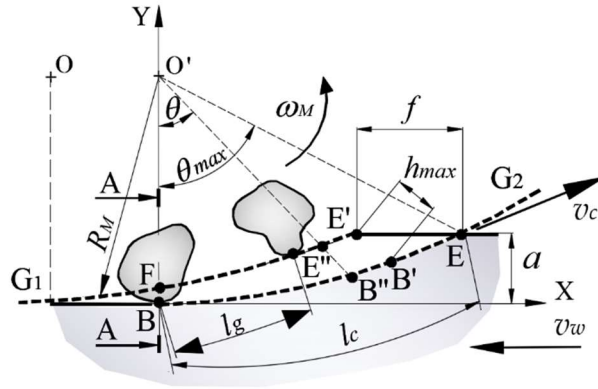
$$\theta_{max} = \sqrt{\frac{2 \cdot a}{R_M}} \quad (46)$$

El ángulo de posición adimensional θ^* se define como:

$$\theta^* = \frac{\theta}{\theta_{max}} \quad (47)$$

Por otro lado, reemplazando (45), (46) y (47) en (40), se tiene que:

$$h = (\theta^*) \cdot a_g \sqrt{\frac{a}{D_M}} + \frac{f^2}{D_M} \quad (48)$$


 Figura 27. Espesor de viruta máximo h_{max} .

Los valores extremos de h , se encuentran cuando θ^* tiene valores de 0 y 1.

Si $\theta^* = 0$

$$h = \frac{f^2}{D_M} \quad (49)$$

Si $\theta^* = 1$

$$h = f \sqrt{\frac{a}{D_M} + \frac{f^2}{D_M}} \quad (50)$$

Desde el reconocimiento de la interacción geométrica entre la muela y la pieza, en la ecuación (48) se puede suponer que el segundo sumando es nulo dado que es muy pequeño. Por otra parte, el término f se reemplaza por la expresión de la ecuación (12), entonces el espesor de viruta h queda definido por:

$$h = (2\theta^*) \cdot \left(l_g \frac{v_w}{v_c} \right) \cdot \left(\frac{a}{D_M} \right)^{1/2} \quad (51)$$

A su vez, la longitud entre granos l_g se puede deducir considerando que los granos están igualmente espaciados en el perímetro de la muela, es decir que la densidad estática de granos es constante, y por lo tanto en todo el perímetro de la muela, la distancia entre granos l_g también es constante. Para deducir una expresión para l_g , en la Figura 28 se señala una distribución teórica de los granos. El número de granos en la periferia de la muela, según el plano XY se comporta como la relación entre el perímetro de la muela y el paso entre granos l_g , por lo tanto:

$$N_g = \frac{\pi D_M}{l_g} \quad (52)$$

Por otra parte, el N_g resultaría igual, si se considerase que el número de granos es proporcional a la densidad de granos C_g y el área de la muela A_M , que le corresponden a los posibles granos actuantes en esa misma periferia.

$$N_g = A_M \cdot C_g \tag{53}$$

Por lo tanto, el número de granos actuando en toda la superficie que está en el plano YZ, se obtiene como:

$$N_g = (\pi D_M \cdot b_g) \cdot C_g \tag{54}$$

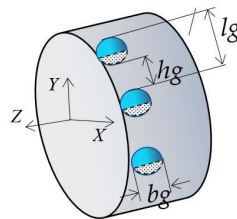


Figura 28. Distribución de los granos en la muela.

Igualando las ecuaciones (52) y (54) se llega a una expresión en la que lg depende de la densidad de granos C_g y del ancho b_g de corte de un grano.

$$lg = \frac{1}{C_g \cdot b_g} \tag{55}$$

Para calcular b_g , Malkin supone que es igual al producto de h por una constante k . Sin embargo, en este trabajo se aplica trigonometría, y se deduce el ancho b_g en función del espesor de viruta h y del diámetro del grano d_g . Es conocido que los granos abrasivos no tienen una forma geométrica definida. Si suponemos dos granos abrasivos con geometría ideal (piramidal o esférica), es posible plantear una expresión para b_g . En la Figura 29 se representan las dos formas geométricas en situaciones ideales, donde R_g es el radio medio del grano, α es ángulo formado entre el filo de corte y el eje de simetría del grano.

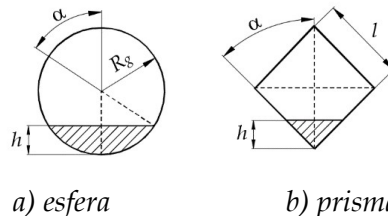


Figura 29. Sección de corte según la forma geométrica del grano.

Estas suposiciones son necesarias para el desarrollo de una expresión analítica que pueda predecir la sección de grano activa y por ende la tasa de material removido.

Suponiendo que el caso más general es un grano esférico, según la Figura 29 a, se puede deducir el ancho b_g aplicando trigonometría:

$$\left(\frac{b_g}{2}\right)^2 = (Rg)^2 - (Rg^2 - 2Rg \cdot h + h^2) \quad (56)$$

Y como e^2 es muy pequeña, se desprecia. Entonces queda:

$$b_g = 2\sqrt{d_g \cdot h} \quad (57)$$

Reemplazando (55) y (57) en (51) se obtiene una expresión útil para el espesor de viruta e , ecuación(58):

$$h = \left(\frac{\theta^* \cdot v_w}{C_g \cdot v_c}\right)^{2/3} \cdot \left(\frac{a}{d_g \cdot DM}\right)^{1/3} \quad (58)$$

2.5 Sección de viruta arrancada por un grano.

Según la Figura 27 el espesor de viruta se evalúa en el plano XY, entonces, a la sección de corte A_{cg} le corresponde el plano ZY, el cual está representado la vista A-A de la Figura 30. La zona rayada corresponde a la sección de corte instantánea del grano, la cual es perpendicular al vector velocidad, con el que se mueve el material desprendido. En general, la velocidad con la que se mueve el material arrancado es la velocidad relativa máxima entre la herramienta y la pieza. Aquí, solo se considera la velocidad de corte de la muela v_c .

Cada grano tiene una sección de corte, definida por el área de la parte del grano que está cortando a la que le corresponde un espesor medido en el plano XY y una medida del grano según la posición instantánea de este. Por lo tanto, la sección de corte no solo depende de las características de la muela, de la profundidad de corte, sino también del tamaño y forma del grano en el instante que arranca material. Por otra parte, aunque los granos abrasivos no sean esféricos o prismas perfectos, se puede considerar un radio equivalente, con mayor o menor acierto. Este radio equivalente resulta de comparar el volumen real de un grano abrasivo con el volumen de una esfera o un prisma.

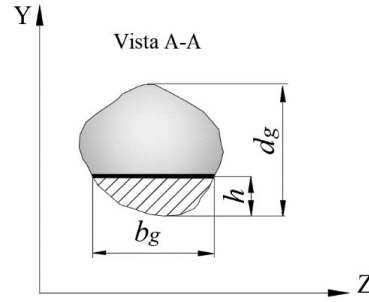


Figura 30. Características de la interacción entre muela y pieza.

Si se tiene en cuenta que, que los rangos de profundidad de corte a están entre 0.01 y 0.03 mm y que en este trabajo el tamaño de grano de la muela R_g está en el orden de 0.18 mm, siempre se cumplirá que el área de corte de los granos hipotéticos es el área rayada, de la Figura 30, es decir que siempre se cumplirá que $h \leq a \leq R_g$. Si la sección de corte es producida por un prisma, la forma de esta sección de corte es la de un rombo y solo depende del ángulo α y de h .

Si la sección de corte es producida por una esfera, la forma de esta sección de corte es un círculo la cual depende de h , α y R_g . En ambas geometrías la sección de corte depende del espesor e . Para definir la expresión analítica de la sección de grano activa de cada geometría, se utilizará un subíndice de rombo para el prisma y de círculo para la esfera.

Si la forma del grano es un prisma, la ecuación del área de la sección activa es:

$$Ac_{g_{\diamond}} = h^2 \cdot \tan \alpha \quad (59)$$

Si la forma del grano es una esfera, se cumple que $\alpha \leq \pi/2$:

$$\cos \alpha = (1 - h/R_g) \quad (60)$$

Como e/R_g es aproximadamente 0.1 entonces el ángulo α es pequeño, por lo tanto según aproximaciones de serie de Taylor de segundo orden, la función " $\cos \alpha$ " se puede aproximar como:

$$\cos \alpha = (1 - \alpha^2/2) \quad (61)$$

Igualando (60) y (61), se obtiene que:

$$\alpha = \sqrt{2h/R_g} \quad (62)$$

Reemplazando (62) y considerando que " $\text{sen} \alpha = \alpha$ " se obtiene que:

$$Ac_{g_{\circ}} = \sqrt{h \cdot dg} \cdot h \quad (63)$$

De las ecuaciones (58) y (63) se deduce que la sección de corte activa corresponde a una función no lineal. Entonces, la ecuación del área de la sección activa es:

$$A_{cg_o} = \alpha \cdot Rg^2 - (Rg - h) \cdot Rg \cdot \text{sen } \alpha \quad (64)$$

Por otro lado, de la ecuación (64) se deduce que la sección activa del grano no es constante, ya que depende del espesor de viruta medido en el plano XY y de la dimensión activa del grano medida en el plano YZ, que a su vez depende de la geometría del grano. Se ha de considerar que no toda la dimensión del grano está cortando y que los granos tienen diferentes formas geométricas. El área de material removido por grano A_{cg} equivale a la sección efectiva de corte del grano. Para estimar A_{cg} se asume que la forma geométrica del grano se puede aproximar a una esfera, Malkin et al. [32] y que solo corta una parte de él. Para una esfera, el área de corte efectiva queda en función del espesor h y del radio del grano Rg :

$$A_{cg} = \text{arc cos}(1 - h/Rg) \cdot Rg^2 - (Rg - h) \cdot Rg \cdot \text{sen}(\text{arc cos}(1 - h/Rg)) \quad (65)$$

A mayor valor de θ^* , el espesor de viruta h aumenta, por lo tanto el área de material removido por grano $A_{cg}(h_i)$ es diferente para cada posición instantánea i en la que se encuentra el grano. Entonces, si el área de corte acumulada A_{cg_A} depende del número de granos presentes en el corte, esta será igual a la suma de las áreas instantáneas de cada grano presente, a lo largo de la longitud de contacto entre muela y pieza.

$$\bar{A}_{cg_A} = \sum_{i=1}^{N_g} (\bar{A}_{cg}(h_{i,})) \quad (66)$$

2.6 Modelo de tasa de material removido Q_w acumulada.

La tasa de material removido es equivalente al volumen de material removido por unidad de tiempo. De la misma forma que en muchos procesos de mecanizados considerados de corte ortogonal, en el rectificado, la tasa de material removido por grano depende de la sección actuante del grano A_{cg} y de la velocidad de corte v_c .

A partir de la estimación de la sección efectiva de corte por grano A_{cg} , explicado en el apartado anterior, y conociendo el número de granos N_g que pudieran estar cortando en un ancho de rectificado, se puede calcular la tasa de material acumulada Q_w .

Dado que la sección activa del grano es perpendicular al vector velocidad de corte v_c , entonces la tasa de material removido acumulada Q_w por todos los granos situados en el plano ZY, se calcula según la ecuación (67).

$$Qw = \sum_{i=1}^{Ng} (\bar{A}_{cg}(h_i) \times \bar{v}_c) \quad (67)$$

La ecuación (67), tal como se define en fluido mecánica, es la de un caudal o flujo de viruta arrancada producto de la fuerza de corte aplicada. La tasa de material removido acumulada Qw se refiere a la velocidad con la que se arranca el volumen total de material efectuado por múltiples granos.

Teóricamente, la densidad de granos C de la muela puede ser tomada de las referencias que aporta el proveedor de la muela. No obstante, el número de granos activos en el corte Ng se puede obtener a partir de la medición de la densidad de granos y de la distancia entre ellos. Por consecuencia, en este trabajo se mide la densidad de granos y el número de granos actuantes en la longitud de contacto que le corresponda a la profundidad de corte elegida. En el capítulo 3 se describe el estudio experimental realizado para determinar el diámetro promedio del grano y la distancia entre granos. Esto permitiría calcular de forma más ajustada la tasa de material arrancado.

2.7 Energía específica de corte del material.

En este estudio se propone el cálculo de la energía específica consumida SEC , de forma cuasi empírica, a partir de los resultados de la simulación de la tasa de material removido y de las mediciones experimentales de potencia de corte. Para el cálculo de la SEC se utiliza la ecuación (7), en la que se asume conocido el lado izquierdo, que le llamaremos SEC^* . De dicha ecuación, se deduce que la SEC^* tiene un comportamiento asintótico, por lo que se cumple que, si Qw crece hacia el infinito, el primer sumando de la mencionada ecuación tiende a cero. Por lo tanto, la SEC^* alcanza un valor mínimo constante $SECch$. De esta forma, las constantes Ppl y $SECch$ se obtienen minimizando la expresión (68).

$$\min \sum_{i=1}^n \left[SEC_i^* - \frac{Ppl}{Qw_i} + SECch \right]^2 \quad (68)$$

Para comprobar la validez del método de ajuste elegido, de las referencias de Rowe [9] y Malkin [32] se toman los valores de la energía específica de corte SCE , y la tasa de material removido $Q'w$ por unidad de mm de longitud de la pieza rectificada. Seguido se calculan los valores de los términos Ppl y $SECch$, y se utiliza la ecuación (68) para obtener la curva de ajuste por regresión (línea continua). En la Figura 31 se observa que los resultados de esta regresión para Malkin y Rowe, tienen tendencia a aproximarse a

la curva de ajuste, por lo que el método propuesto en este estudio es válido para obtener la regresión de la SEC.

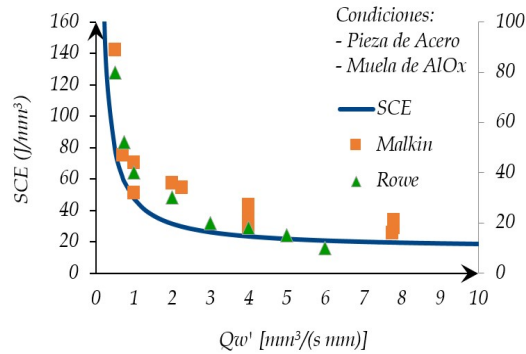


Figura 31. Ajuste por regresión de energía específica de corte SCE [9] y [32].

3. Evaluación experimental del rectificado plano

Teniendo en cuenta que, para el cálculo de la tasa de material removido, el volumen de material arrancado depende de los múltiples granos de corte que interactúan y de la geometría de los fillos de corte, es importante considerar la topografía de la muela. Teóricamente, debido a que la muela es diamantada para afilarla, se supone que la orientación de los fillos de corte, el tamaño del grano y el área efectiva de corte entre una pasada y otra no es constante. A pesar de ello, esta irregularidad se puede despreciar debido a la alta velocidad de giro de la muela y a la acción de muchos granos en la ejecución de sucesivas pasadas. Por lo que, se puede utilizar la densidad de granos estática.

Como es sabido el número de granos cortantes de la muela influye sobre el área total de corte, y esta a su vez depende del espesor de viruta y de la medida del grano que corta. Para estimar la medida promedio del grano que está cortando es necesario la evaluación del perfil de la muela utilizando un rayo láser y la medición del tamaño del grano obtenido en el diamantado. Por otra parte, la potencia consumida depende del volumen de material arrancado y es determinada por la potencia registrada en el motor eléctrico de la máquina.

De ahí que, para el estudio experimental del proceso de rectificado plano se ha de tener en cuenta las variables que participan durante el proceso. Por un lado, están las variables que configuran las condiciones de ejecución, tales como la velocidad de avance de la pieza, la profundidad de corte, la velocidad de la muela y

el material de la pieza a rectificar. Por otra parte, están las variables que se obtienen como consecuencia de la aplicación del proceso, en este estudio son: la potencia consumida y las características de la muela, ambos aspectos están afectados por el tipo de material de la pieza. Por lo tanto, en este trabajo se realizan tres tipos de experimentos: la verificación de la dureza de los materiales utilizados, la evaluación experimental de la topografía de la muela utilizada y la medición de la potencia consumida por el motor durante los ensayos de rectificado.

3.1 Verificación de la dureza del material de las piezas.

Para los ensayos de rectificado se utilizaron probetas de acero inoxidable AISI304 (X5CrNi18) y de acero al carbono C45K (F1140), este último tipo de probeta se rectificó para sus tres estados de dureza: normalizado, templado y revenido. Las probetas miden 30x10 mm de sección y 130 mm de longitud.

La dureza de dichos materiales fue medida con el durómetro GhBM (Wolpert, Testor HT, Germany), mostrado en la Figura 32. Se tomaron cinco muestras de dureza a cada material y se aplicó una prueba de Anderson Darling para verificar la normalidad de los datos. El intervalo de confianza se obtuvo ajustando los valores de dureza mediante la prueba t-student.



Figura 32. Medición de la dureza de las probetas.

Los valores de dureza promedio de cada material y el intervalo de confianza al 95% se muestran en la Tabla 1.

Material	C45K	C45K Templado	C45K Revenido	AISI304
Dureza media (HRC)	17.35 ± 1.38	56.16 ± 0.52	25.72 ± 0.72	19.85 ± 0.68

Tabla 1. Dureza promedio de los materiales rectificadas.

3.2 Estimación de la densidad de granos en la muela.

En los ensayos de rectificado se utilizó una muela de óxido de aluminio A36H5V. De acuerdo a la norma FEPA [44], este código indica que tiene un tamaño de grano de 36, la dureza H es del tipo blanda, la estructura 5 es intermedia y el aglutinante es vitrificado. La letra A es un identificativo del fabricante de la muela. En la Figura 33 se observa la muela utilizada para realizar los experimentos. Dicha muela tiene 250 mm de diámetro exterior, 76 mm para el agujero de montaje y 40 mm de ancho.



Figura 33. Muela de rectificar utilizada.

Para estimar la densidad de grano, se realiza la medición de la topografía de la muela, utilizando la configuración de la

Figura 34. Aquí, se observa la implementación de los instrumentos y dispositivos utilizados.

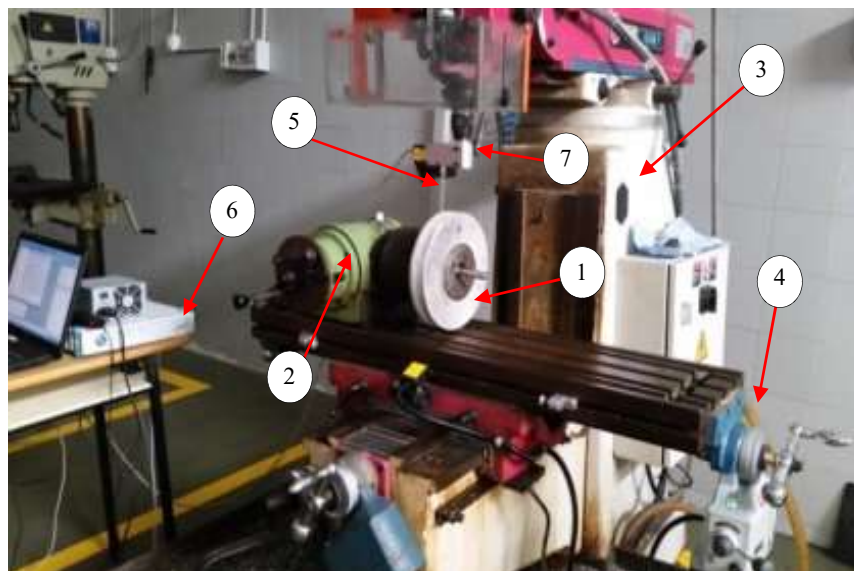


Figura 34. Montaje para la medición del perfil de la muela.

La muela de rectificar (1) se fija en el eje del cabezal divisor (2), que está situado sobre la mesa de una fresadora vertical (3). El eje de rotación de la muela y por lo tanto el eje del cabezal divisor, se posiciona paralelo a la dirección del desplazamiento que transmite el mecanismo de avance longitudinal (4) de la fresadora. La toma de datos del perfil superficial de la muela se realiza con el dispositivo láser LMI Technologies (5) y el equipo de adquisición de datos (6) encargado de transmitir la información al software Catman que gestiona el ordenador. El láser es montado en el dispositivo eje-brida (7) y este se fija al husillo de la fresadora. El láser "LMI Technologies" debe situarse de forma que el haz de luz se proyecte sobre la periferia de la muela. Por ello, el láser debe ser situado verticalmente, garantizando que la cara frontal del foco esté a una altura óptima de unos 70 mm, respecto a la muela.

Por lo que, se construye un dispositivo compuesto por un eje que se fijará al husillo de la fresadora y unas bridas encargadas de sujetar el láser, estos elementos se muestran en la Figura 35. De esta forma, el haz de luz de 3 mm de diámetro, se proyecta con precisión sobre la periferia de la muela. La frecuencia de toma de datos del láser es 400Hz, por lo que el tiempo de medición entre lecturas es de 0.0025seg.

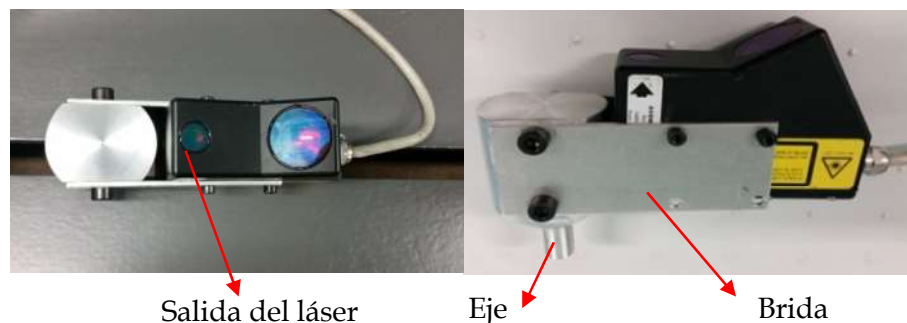


Figura 35. Dispositivo para sujetar el láser.

Para realizar las lecturas, el mecanismo de desplazamiento longitudinal de la mesa de la fresadora se configuró en posición automática, para que la muela se desplazase a velocidad constante, así la evaluación del perfil de la muela se realizó sin interrupciones a lo largo de todo su ancho. Mediante el potenciómetro del mecanismo de desplazamiento, se eligió que la velocidad de avance de la mesa sea mínima. Este mecanismo está definido de forma que, para una vuelta del nonio, la mesa ha avanzado 5 mm. Mediante el cronometraje se determinó que el tiempo que tarda la mesa en recorrer la distancia de 5 mm, fue de 12.57 segundos. Por lo que, la muela se desplaza a una velocidad de 0.397 mm/s. A partir de los datos de velocidad de desplazamiento y de la frecuencia de lectura del láser, se deduce que la distancia

entre dos puntos del perfil medidos por el láser, es de 0.001 mm. Esto garantiza que la lectura del perfil se realizó con una elevada precisión.

La medición de varios perfiles en el sentido de rotación de la muela, depende de la característica del cabezal divisor. El que se utiliza aquí es de 160 mm de plato y una reducción de 1/40. Por lo que, es posible obtener una división mínima de 0.18 grados, lo que es equivalente a una separación entre perfiles de 0.25 mm. Entonces, la evaluación de los perfiles se realizó a una distancia tres veces menor que la distancia entre granos definida FEPA. Para el registro de los datos del perfil se ha utilizado el equipo de adquisición de datos digital, mostrado en la Figura 36. El equipo es modelo Spider-8 Hottinger Baldwin Messtechnik, que tiene 8 canales y el registro de datos lo realiza con una frecuencia de 4.8 kHz.

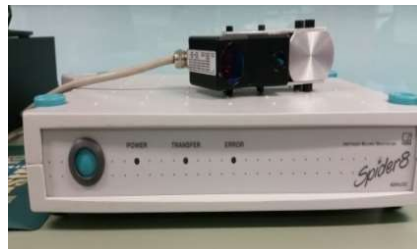


Figura 36. Equipo de adquisición de datos.

Los datos de altura del perfil emitidos por el láser y registrados por el Spider son importados en el software Catman. Estos datos están dados en valores de tensión por instante de tiempo, es decir voltios cada 0.0025 segundos.

Por ello, fue necesario convertir los valores de tensión en altura (voltios en mm) y los valores de tiempo en desplazamiento (segundos en mm). Finalmente, a lo ancho de la muela fueron medidos ocho perfiles de rugosidad para diferentes posiciones angulares de la periferia de la muela, con 5 mm de longitud de evaluación cada uno.

Fue necesario desarrollar una subrutina en Lazarus Pascal para procesar las coordenadas del perfil de la muela. La subrutina desarrollada permite medir la distancia entre los granos lg , identificados por las máximas irregularidades. También, podría interpretarse que el ancho de la protuberancia es la medida b del grano que está cortando. Ambos parámetros permiten calcular el avance por grano f , el espesor de viruta y el área de corte promedio, consecutivamente.

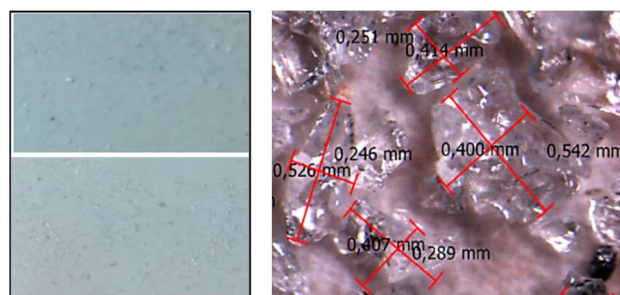
3.3 Medición del tamaño del grano de la muela.

Para medir el tamaño del grano, se realizaron pruebas de diamantado a la muela, con la finalidad de recopilar los granos desprendidos. En la Figura 37 se observa la muela y el dispositivo utilizado.



Figura 37. Disposición entre la muela y la herramienta de diamantado.

Se realizaron tres tipos de diamantados con una velocidad de avance de la mesa de 1.6 mm/s y tres profundidades de diamantado diferentes: de 0.010; 0.015; 0.020 mm. Se obtuvieron muestras de granos a los que se les midió la longitud principal de los granos, utilizando la lupa óptica modelo: M165C, de Leica Microsistemas S.L.U., Wetzlar, Alemania. Los resultados de las longitudes principales de los granos se muestran en la Figura 38. El diámetro del grano promedio se calculó asumiendo que la geometría del grano puede aproximarse a una esfera. La prueba de Anderson Darling se aplicó a los diámetros y se obtuvo un valor de p de 0.65. En consecuencia, podría suponerse que el diámetro promedio de 0.347 mm tenía comportamiento normal y un intervalo de confianza de 0.300–0.394 mm.



a) Granos desprendidos

b) Longitudes principales

Figura 38. Características del grano de la muela A36H5V.

3.4 Medición de la potencia consumida en el rectificado.

Para la estimación de la potencia consumida durante el rectificado plano en seco, se realizan diversos experimentos en los que se mide la potencia activa

consumida por el motor. Para ello, se acopla un vatímetro a los conectores eléctricos y se toman lecturas para distintas condiciones de profundidad de corte y de velocidad de desplazamiento de la pieza.

En la configuración de los experimentos de rectificado se ha considerado las características de la máquina, de la muela y del material de la probeta. La máquina rectificadora plana utilizada es Modelo KAIR (T) "T650", cuya potencia del motor es 1,7kW, la cual es transmitida al husillo de la muela mediante una transmisión por correas. El giro de la muela es 178 s^{-1} , por lo que la velocidad de corte de la muela es 22.9 m/s , este último es un valor promedio considerando el diámetro nominal del fabricante, y por ende se considera nulo su desgaste.



Figura 39. Máquina rectificadora plana utilizada es Modelo KAIR T650.

El afilado de la muela abrasiva, se corrigió realizando diamantados que permitieron regenerar la geometría y recuperar la capacidad de corte de los granos. Las características de la muela obtenidas en el apartado anterior, permiten confirmar que es posible aplicar el rectificado plano a los materiales C45K y AISI305. La velocidad de avance longitudinal y transversal de la pieza es controlada por un sistema hidráulico y su magnitud depende de la posición del selector situado en el frontal de la mesa.

El recorrido de la pieza debe contemplar que la muela se desplace fuera de la superficie de la pieza para aplicar la variación de la profundidad de corte y el avance transversal de la mesa. Por lo que la longitud de recorrido de la pieza su longitud más las distancias de aproximación y salida de la herramienta. Utilizando los topes electromecánicos de la máquina se configura un recorrido de la mesa para unos 207 mm y mediante un cronómetro se mide el tiempo transcurrido, de esta manera se puede estimar aproximadamente, la velocidad de desplazamiento de la mesa de la máquina. Para conseguir que la muela se desgaste de forma uniforme el mecanizado se realiza alternando el sentido del avance transversal. Esto permitió

efectuar mayor número de operaciones y por tanto tomar mayor número de lecturas con el vatímetro.

En los ensayos se realizaron cinco pasadas de rectificado para cada una de las probetas de acero inoxidable y de acero al carbono con diferentes condiciones de corte. Se aplicaron tres profundidades de corte y tres velocidades de avance longitudinal de la mesa de la máquina. Las condiciones de corte elegidas son similares a las utilizadas frecuentemente por otros autores, Agarwal [46] y Singh [36]. Las variables utilizadas para los ensayos son la profundidad de corte y la velocidad de avance, cuyos valores están indicados en la Tabla 2.

Parámetros de corte	Valor		
Profundidad de corte (mm)	0.010	0.015	0.020
Velocidad de avance de la pieza (mm/s)	57	101	150

Tabla 2. Parámetros de corte para los ensayos.

Para medir la potencia consumida por el motor se conecta un analizador de red a los conectores eléctricos. Esto permitió tomar lecturas de la potencia activa a la entrada del motor eléctrico, para las distintas condiciones de corte durante los movimientos en vacío, de corte en oposición y de corte en concordancia.



Figura 40. Conexión entre analizador de red Génesis HBM y el motor eléctrico.

La medición de la potencia se realizó mediante el analizador de red o vatímetro, modelo Genesis HBM eDrive Testing, Germany), mostrado en la Figura 41. Este equipo es un moderno sistema de medición para evaluar las máquinas eléctricas, compuesto por un analizador de potencia y un sistema de adquisición y análisis de datos. El vatímetro proporciona mediciones precisas de los armónicos de

intensidad y tensión (fase-fase, fase-neutro y concatenada). También informa de la potencia activa, reactiva y aparente.



Figura 41. Analizador de potencia "Genesis HBM eDrive Testing"

Dicho equipo es adecuado para aplicaciones trifásicas y multicanal, que calcula las señales eléctricas y la potencia en tiempo real, midiendo hasta 51 canales de potencia para sistemas multifase. Además, permite el almacenamiento continuo por puntos de todos los datos en tiempo real.

Dado que la rectificadora utilizada es de potencia trifásica, el vatímetro emite tres tipos de lecturas correspondientes a cada fase. El vatímetro HBM proporciona medidas de los armónicos de intensidad I , de tensión V y de potencia activa P consumida por el motor, Gontarz [47].

En la Figura 42 se representan las curvas correspondientes al gráfico de " $P = V \cdot I$ ". Las señales de cada fase del motor son las representadas por las curvas de color rojo, azul y verde, lo que equivale a la potencia activa, reactiva y aparente (P , S y Q) respectivamente. Finalmente, la curva de interés es la potencia activa.

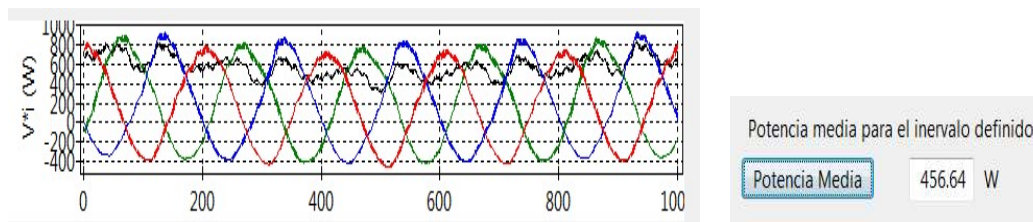


Figura 42. Señal de potencia activa, reactiva y aparente del motor eléctrico.

El período de toma de datos del vatímetro abarca el ciclo de desplazamiento de oposición y concordancia de la pieza. Los registros de información emitidos por el analizador HBM son guardados como archivos en formato ASCII. Por otro lado, teniendo en cuenta el número de veces que se repiten los ensayos de rectificado y la cantidad de información que se requiere procesar, puede resultar un proceso largo y engorroso, la síntesis y el análisis de los datos. Para analizar dichos datos se requiere

de un programa que sea capaz de representar la señal temporal y además calcular valores medios en las franjas temporales de interés. Se desarrolló una subrutina en Lazarus Pascal para procesar las señales obtenidas por el analizador e identificar el periodo de tiempo que ha tardado en recorrer la longitud y los valores de potencia del motor trifásico de la rectificadora, durante cada recorrido de la pieza. Por ello, es posible identificar los períodos de las trayectorias en oposición, en concordancia y en vacío, así como conocer la potencia consumida para cada uno de ellos.

4. Resultados y discusión.

En este capítulo se aportan los resultados de la potencia consumida y de la sección de viruta arrancada durante el mecanizado por rectificado plano en seco. Así como, se detallan los valores de la energía específica consumida en el movimiento de corte en oposición *SEC* y el movimiento en concordancia *SECsl*. El logro final del estudio es la curva de comportamiento de la energía específica consumida. Esta curva indica las características de cada material, desde que se inicia el rozamiento, seguido por la deformación hasta la formación de viruta. Finalmente, se compara este resultado con el reportado por otros autores y se destacan las aportaciones que se deducen de la relación entre los parámetros de corte y el consumo de energía.

4.1 Evaluación de la potencia consumida.

En la Figura 43 están representados los resultados de la potencia consumida durante cuatro pasadas del rectificado del acero C45K normalizado.

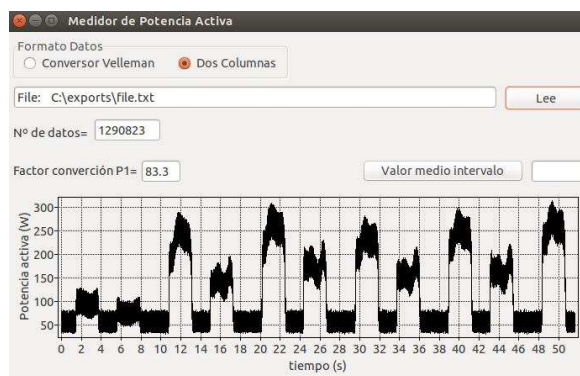


Figura 43. Señal de potencia activa durante cuatro pasadas de rectificado.

En la aplicación de la subrutina para procesar los datos, se eligen franjas con el mayor número de datos registrados, para seleccionar el valor medio y elegir el tiempo que ha tardado en recorrer la longitud de pieza. El tiempo medido es utilizado para calcular la velocidad real de desplazamiento de la pieza.

En la Figura 44 está representada la señal de potencia consumida en el rectificado del acero C45K revenido para una sola pasada, con una profundidad de corte de 0,020 mm y una velocidad de avance de 101 mm/s. En esta figura se puede identificar que el consumo de potencia media activa en el movimiento en oposición, en concordancia y en vacío es 259 W, 240 W y 54 W, respectivamente.

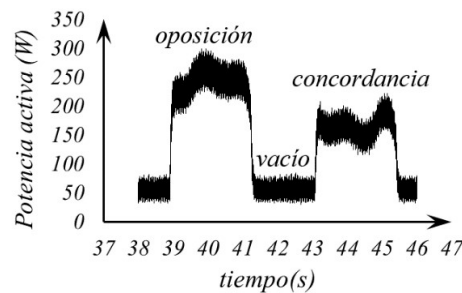


Figura 44. Señal de potencia activa en el rectificado del acero C45K revenido.

En el caso del acero inoxidable, los resultados promedio de potencia consumida por el motor sin haber restado la potencia en vacío, están reflejados en la Tabla 3, para las condiciones de velocidad de avance de la pieza v_w y de profundidades de corte a . Además, está indicado si el movimiento es en oposición "O" o en concordancia "C".

a (mm)	Velocidad de avance de la pieza v_w (mm/s)					
	57		101		155	
	O	C	O	C	O	C
0,010	452	107	480	87	610	124
0,015	460	117	486	90	700	140
0,020	468	127	495	95	813	151

Tabla 3. Potencia consumida por el motor

4.2 Valoración de la ecuación del espesor de viruta.

Con la finalidad de validar el modelo y el procedimiento seguido en este trabajo se realiza el análisis comparativo entre las ecuaciones del espesor de viruta obtenidas por otros autores y la ecuación (7) desarrollada aquí.

Hecker (2007) [29] desarrolla un modelo para calcular el valor promedio del espesor h de viruta no deformada según la función de distribución probabilística de

Rayleigh, relacionando las condiciones cinemáticas, la deformación del grano en la zona de contacto pieza-muela y el ángulo de ataque del grano. Malkin (2008) [32] considerando también la interacción geométrica muela-pieza, define la ecuación del espesor de viruta, dependiente de la densidad de granos Cg y de una constante de proporcionalidad k obtenida con datos empíricos.

Por otra parte, Malkin supone una geometría ideal del grano de ancho bg igual a $\sqrt{3}$ veces del espesor h . También Lee (2013) [48] plantea un modelo para la estimación del espesor máximo de viruta no deformada sin necesidad de utilizar pruebas experimentales para definir las constantes de proporcionalidad. En la Tabla 4 se indican las ecuaciones definidas por estos autores y la desarrollada en este trabajo.

Autor	Ecuación h
Hecker	$h = a \cdot \left(\frac{v_w}{v_c} \right) \cdot \frac{1}{lc \cdot Cg \cdot \tan \alpha}$
Malkin	$h = 2 \cdot \left(\frac{v_w}{v_c} \right)^{1/2} \cdot \left(\frac{a}{DM} \right)^{1/4} \cdot (Cg \cdot k)^{-1/2}$
Lee	$h = \left(\frac{v_w}{v_c} \right)^{1/2} \cdot \left(\frac{a}{dg \cdot DM} \right)^{1/3} \cdot (Cg)^{-2/3}$
Nápoles	$h = \left(\frac{\theta^* \cdot v_w}{Cg \cdot v_c} \right)^{2/3} \cdot \left(\frac{a}{dg \cdot DM} \right)^{1/3}$

Tabla 4. Comparativa entre las ecuaciones del espesor de viruta.

En condiciones similares a las utilizadas aquí, otros investigadores basados en datos empíricos, deducen una expresión para la SCE. Por ejemplo, Stepheson (2002) dedujo que $SCE = 70 Qw^{-0,35}$ en función de la tasa de material removido. En un trabajo reciente, Wenfeng [31] propuso la ecuación $SCE = 129 h^{-1,027}$. Estas ecuaciones son deducidas solo a partir de datos empíricos y para el caso de energía específica de corte.

Del análisis de las ecuaciones anteriores se concluye que, la ecuación obtenida en este trabajo tiene las mismas variables y estructura que las ecuaciones planteadas por Malkin y Lee. No obstante, la ecuación obtenida por Malkin, Hecker y Lee, tiene el inconveniente de que solo permite calcular la magnitud máxima del espesor y no su evolución a medida que ocurre el corte, debido a que ellos definen de forma diferente la constante de proporcionalidad. La única diferencia radica en el exponente que afecta a los términos de la densidad de granos, velocidad de la muela y velocidad de la pieza.

Aunque el exponente que afecta al término de la densidad de grano C_g es igual al que define Lee. Por lo tanto, en la ecuación obtenida en este trabajo se destaca que se tiene en cuenta la posición angular instantánea del grano θ^* , por lo tanto en el modelo desarrollado aquí para el cálculo de la sección de corte por grano, también se tendrá en consideración la influencia de la deducción del término de la densidad de grano y el ancho bg de este durante el corte. Sin embargo, en el modelo, es posible determinar toda la evolución que adquiere el espesor a medida que ocurre el corte. Analizadas estas cuestiones, es posible dar por válida esta ecuación y considerar correcta la deducción del modelo planteado en este trabajo.

4.3 Evaluación del espesor y la sección de corte por grano.

Para el análisis del comportamiento del espesor de viruta, se realizan diversas simulaciones teniendo en cuenta las características de la máquina, las de la muela y los parámetros de corte. Para la simulación se ha considerado que la densidad de granos es constante y se han supuesto tres procesos de rectificado con profundidades de corte a de 0,01, 0,02, 0,03 m. A partir de los datos de a , se calcula lc cuyos resultados resumidos en la Tabla 5 denotan que la lc aumenta en función de la profundidad de corte.

Profundidad de corte a			Longitud de contacto lc		
$a 1$	$a 2$	$a 3$	$lc 1$	$lc 2$	$lc 3$
0,01	0,02	0,03	1,581	2,236	2,739

Tabla 5. Valores de profundidad y longitud de contacto.

El espesor de la viruta puede ser estimado utilizando la ecuación (7) para cada posición adimensional θ^* del grano. Los valores de espesor obtenidos anteriormente son utilizados para determinar la sección acumulada del grano A_{cgA} . El resultado de A_{cgA} para el acero C45K normalizado está representado en la Figura 45, en la que se observa que la sección de corte tiene un comportamiento aproximadamente lineal y que medida que la posición del grano se aproxima al punto en el que deja de hacer contacto con la pieza, θ_{max} , la sección A_{cgA} disminuye. Analizando los resultados obtenidos aquí, se confirma que el comportamiento de la sección de viruta A_{cg} no solo depende de la profundidad de corte a , sino también de la posición angular instantánea del grano θ^* .

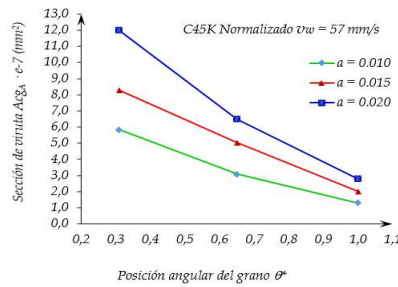


Figura 45. Sección de corte acumulada.

4.4 Resultados y análisis de la energía específica

Con los valores obtenidos de la tasa de material removido acumulada junto con las mediciones de potencia consumida, se calcula la energía específica consumida, para cada material. Dada la combinación de las variables de la posición del grano, de la profundidad de corte y de la velocidad de avance se obtiene 36 puntos de valores de la tasa acumulada de material removido y su correspondiente *SEC*. En la Tabla 6 solo se indican algunos de los valores obtenidos.

Q_w	SEC-SECsl			
	C45K	C45K Templado	C45K Revenido	AISI 304
0,481	35	214	126	52
0,788	9	27	56	17
0,267	96	454	245	83
0,615	49	122	94	43
1,164	21	132	61	32

Tabla 6. Resultados de SEC-SECsl en función de Q_w .

El modelo de la tasa de material removido Q_w desarrollado aquí difiere de otros modelos, porque se ha considerado que el espesor de viruta y la sección de corte del grano es una función de la posición angular del grano θ^* . Esto es distinto de lo que propone Zhenzhen et al. [30], que considera el valor máximo del espesor de viruta cortada para estimar la Q_w .

Otros modelos calculan la Q_w , como el producto de la profundidad de corte por el ancho de rectificado y la velocidad de la pieza, Hacksteiner et al. [49]. Este último modelo no incorpora la velocidad de muela en la definición de la Q_w , a diferencia del modelo presentado en este trabajo.

De la ecuación (7), tal como se propuso en este estudio, la diferencia de energía específica entre el corte en oposición y de concordancia es $SEC - SECsl$. Donde SEC es el

cociente entre P y Q_w llamado energía específica consumida durante el corte del rectificado y SEC_{sl} es el cociente entre P_{sl} y Q_w llamado energía específica consumida en el sliding, que es la energía consumida en el movimiento sin corte de concordancia.

En la Figura 46 están representados los resultados de la SEC_{sl} considerando la velocidad de avance promedio de cada material y diferentes profundidades de corte. Se observa que a mayor profundidad de corte, menor es la contribución de la energía específica consumida de sliding, comportamiento reportado por Ghosh et al. [50]. Esto es causado por la presencia de un mayor número de granos cortando y por tanto el área sometida a fricción es menor, Hecker et al. [29].

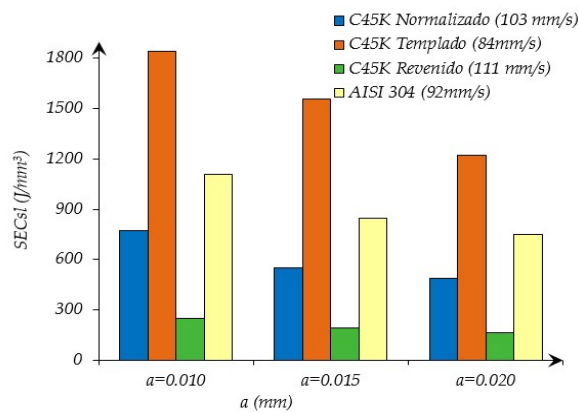


Figura 46. SEC_{sl} versus profundidad de corte a (mm).

De igual forma, en la Figura 47 se muestran los resultados de la SEC_{sl} para una profundidad de corte promedio de 0.015mm, para diferentes velocidades de la pieza y tipo de material.

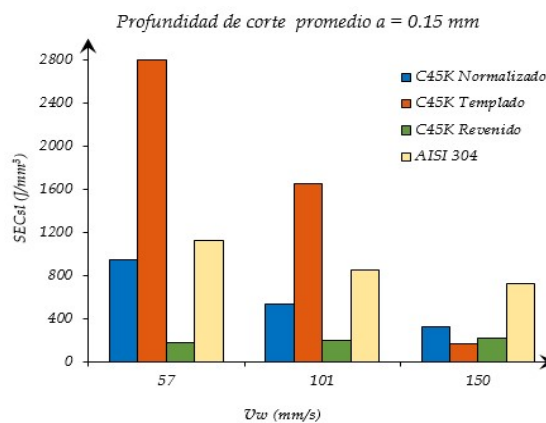


Figura 47. SEC_{sl} versus velocidad de avance V_w (mm/s).

En general, la SEC_{sl} disminuye a medida que aumenta la velocidad de la pieza. Un comportamiento similar es reportado por Bakkal et al. [39], que indica que el cociente entre la fuerza tangencial y normal en un rectificado, disminuye a medida que la velocidad de la pieza crece. Para bajas profundidades de corte y velocidades de pieza, todos los materiales muestran un alto consumo de energía, excepto en el material C45K revenido, que muestra valores constantes de consumo de energía cuando los parámetros de corte se incrementan. En particular, el C45K Templado requiere más energía para velocidades de la pieza y profundidades de corte bajas y medias, mientras que el revenido presenta valores bajos de consumo de energía para profundidades de corte y velocidades de pieza mayores. Esto es debido a las diferencias de dureza en la superficie de los materiales y su comportamiento elástico plástico.

Finalmente, los materiales C45K y AISI 304 mostraron la misma tendencia a disminuir el consumo de energía al aumentar la profundidad de corte y la velocidad de la pieza. Por lo tanto, los tratamientos térmicos tuvieron una notable influencia en el consumo de energía, pero se debe tener prevención con este resultado, ya que la temperatura en el rectificado también es crucial y depende de la selección de los parámetros de corte [31].

El modelo de tasa de material removido Q_w desarrollado en el presente estudio es diferente de otros modelos, ya que el espesor de la viruta y la sección de grano de corte están en función de la posición angular del grano.

Por otro lado, el espesor de la viruta tiene las mismas variables y estructura definidas por Malkin et al. [15]. La única diferencia está en el exponente que afecta a C_g y la velocidad de la muela y la pieza de trabajo. Otros modelos calcularon la tasa de remoción de material como producto de la profundidad de corte, el ancho de rectificado y la velocidad de la pieza, Malkin [32]. Este último modelo no incorporó la velocidad de la muela abrasiva en la definición de la tasa de remoción de material en comparación con el modelo presentado en este trabajo.

Después de hacer el ajuste por regresión, se obtienen los valores de SEC indicados en la Tabla 7.

<i>Material de la pieza</i>	<i>SEC</i>	<i>SEC_{sl}</i>	<i>SEC_{pl}</i>	<i>SEC_{ch}</i>
<i>C45K Normalizado</i>	655	602	30	8
<i>C45K Templado</i>	1805	1541	132	36
<i>C45K Revenido</i>	351	201	113	11
<i>AISI 304</i>	958	901	36	13

Tabla 7. Energía específica consumida (J/mm^3) promedio en el rectificado.

La energía específica consumida de sliding SEC_{sl} es de un 92%, 85%, 57% y 94%, del total de la energía específica consumida, por el C45K, C45K Templado, C45K Revenido y AISI 304, respectivamente. También se observa que la SEC_{sl} obtenida es un orden de magnitud mayor que la SEC_{ch} , siendo distinta a la de otros autores. Estos estudian el rectificado a nivel de laboratorio utilizando una muela de un único grano, por lo que obtienen valores muy pequeños de SEC_{sl} , Singh et al [36] y Azizi et al. [51]. Por otra parte, la SEC_{ch} obtenida para el Acero C45K y la del C45K Templado es de un orden de magnitud similar a la SCE_{ch} reportada por Marinescu et al. [52].

En cuanto a la influencia del material, se observa que la SEC_{sl} , SEC_{pl} y SEC_{ch} del C45K Templado es mayor que en los otros materiales. Esto se debe a que a mayor dureza del material de la pieza, mayor energía específica es requerida para el corte de viruta, Diaz et al. [27]. De los resultados promedio mostrados en la Tabla 7, la energía específica consumida SEC , SEC_{sl} , SEC_{pl} y SEC_{ch} , corresponden a la energía consumida en el corte en oposición, y en el fenómenos de rozamiento (sliding), de deformación (ploughing) y en la formación de viruta (cutting). Teniendo en cuenta, que el rectificado aplicado en esta investigación, tiene las características de un proceso de rectificado industrial, es de interés valorar las magnitudes de cada una de ellas.

En la ecuación (7), dado que los términos P , P_{sl} y Q_w son conocidos, entonces es posible encontrar P_{pl} y SEC_{ch} . Para ello, se realiza el ajuste por regresión de dicha ecuación. En la Figura 48 se muestran las curvas obtenidas de la regresión, utilizando los datos experimentales de los materiales C45K, C45K Templado, C45K Revenido y AISI 304, cuya calidad de ajuste R^2 es de 0.82, 0.84, 0.76 y 0.8, respectivamente. La calidad de ajuste realizado permite validar la hipótesis de que la SEC tiene un comportamiento asintótico definido por la ecuación (7).

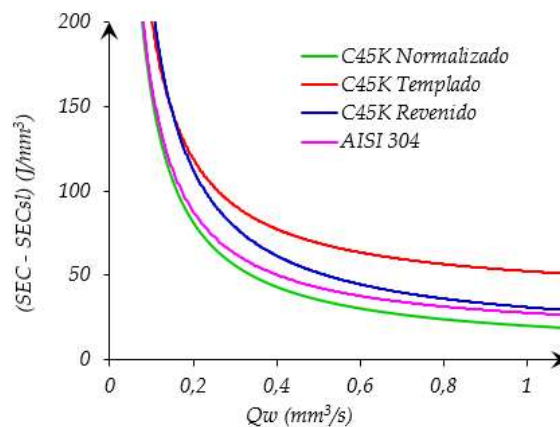


Figura 48. Energía específica consumida versus tasa de material removido.

El comportamiento obtenido es equivalente al del modelo desarrollado por Díaz et al., para el fresado y por Zhong et al. [53] para el torneado. También, se observa que el comportamiento es similar, a los obtenidos por Zhenzhen (2014) [30], aunque este se refiera al rectificado de materiales cerámicos con muela CBN de nitruro de carbono cúbico.

Se observa que a medida que crece la tasa de material removido Qw , la energía específica consumida disminuye gradualmente. De la gráfica también se observa que si Qw es muy pequeña la energía específica consumida es mayor, lo que se define como efecto tamaño (effect size), como lo afirma Malkin [13].

También Zhenzhen afirma que, si el espesor de viruta es grande, el ratio dimensional o efecto tamaño entre superficie de muela y pieza, disminuye, entonces el porcentaje de energía para deslizamiento y arranque decrece. Y destaca que, por el contrario, si el espesor de viruta es pequeño, el deslizamiento y la deformación son los principales comportamientos, ya que el ratio superficial aumenta, lo que contribuye a que la energía específica aumente.

Además, el modelo desarrollado establece la relación entre los tres fenómenos en el rectificado. La energía consumida por el rectificado depende de la tasa de material removido que, en última instancia, se asocia con las condiciones de corte seleccionadas. Por lo tanto, un aumento de Qw produce una disminución de $SEC - SECsl$ y también, una disminución de Ppl .

Esto no es evidente debido al comportamiento no lineal de $SEC - SECsl$, como se muestra en la Figura 48. Por otra parte, la $SECch$ depende principalmente del material y no es sensible a las condiciones de corte. En consecuencia, $SECch$ es constante y se define por el valor límite de la asíntota. Además, $SECsl$ presenta una tendencia lineal, con un R^2 mayor que 0.999 para las condiciones de corte a y v_w , como se muestra en la Figura 48.

En particular, si a y v_w aumentan, entonces, Qw y Psl también aumentan debido al comportamiento lineal de $SECsl$ con respecto a Qw . Finalmente, el rozamiento es el principal mecanismo de consumo de energía en el rectificado a escala industrial. Por lo tanto, un aumento de Qw produce un aumento en el consumo de energía en este proceso.

Los resultados obtenidos en el trabajo expuesto aquí tienen igual comportamiento a los indicados por los autores referenciados, por lo tanto, puede ser validado el modelo, así como la estrategia de análisis y cálculo elegida.

5. Conclusiones.

El presente trabajo se propuso un modelo para calcular la tasa de remoción de material Q_w y la energía específica consumida en el rectificado, donde la profundidad del corte, la velocidad de la pieza, la sección de corte efectiva, la densidad del grano y la dureza del material juegan un papel crucial.

La validación de los resultados de los experimentos, es un recurso que posibilita establecer unos criterios y recomendaciones de parámetros de operación que pueden ser aplicados en la industria. Por otro lado, la simulación permite aportar mejoras a los procesos ya existentes y contribuir al aumento de la productividad en las empresas.

En consecuencia, se ha llegado a las siguientes conclusiones:

1. Se desarrolló con éxito un modelo para evaluar la energía disipada mediante los fenómenos de rozamiento, deformación y formación de viruta en un proceso de rectificado a escala industrial.
2. Los resultados muestran que la energía consumida por el rozamiento es el principal fenómeno de disipación de energía en el rectificado a escala industrial. Se comprobó que esta energía disminuye a medida que aumenta la profundidad de corte y la velocidad de la pieza.
3. La energía disipada por el fenómeno de rozamiento disminuye cuando la profundidad de corte y la velocidad de la pieza aumentan, lo que permite reducir el consumo de energía y el costo de fabricación durante el rectificado.
4. El fenómeno de rozamiento representa, el 90% de la energía total consumida para los siguientes materiales: C45K Normalizado, C45K Templado y AISI 304.
5. El modelo desarrollado también permite encontrar la energía consumida para la formación de la viruta, que es el valor mínimo definido por el comportamiento asintótico que experimenta la energía específica consumida SEC. Lo que valida la hipótesis de que durante el rectificado en concordancia, la energía registrada por el analizador corresponde a la energía disipada por el fenómeno de rozamiento. Dicha afirmación se debe a que en los experimentos realizados no hay arranque de viruta en el movimiento en concordancia.

Para futuros trabajos, se propone estudiar la relación entre los fenómenos de rozamiento, deformación y formación de viruta, cuando se realiza el rectificado con corte tanto en oposición como en concordancia, para distintas aplicaciones de rectificado a escala industrial. Además, este estudio pretende optimizar el proceso de rectificado con el objetivo de reducir el consumo de energía durante su ejecución. En consecuencia, es necesario continuar este trabajo, utilizando una gama más amplia de parámetros de corte de velocidad de avance v_w y profundidad de corte a , para investigar el comportamiento de la SEC y determinar su valor mínimo SEC_{ch} .

6. Referencias

- [1] T. Nguyen, L. C. Zhang, and D. Le Sun, "Heat Transfer in Grinding-Hardening of a Cylindrical Component," *Adv. Mater. Res.*, vol. 325, pp. 35–41, Aug. 2011.
- [2] D. Aslan and E. Budak, "Surface roughness and thermo-mechanical force modeling for grinding operations with regular and circumferentially grooved wheels," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 223, 2015.
- [3] A. T. Nguyen and D. L. Butler, "Correlation of grinding wheel topography and grinding performance: A study from a viewpoint of three-dimensional surface characterisation," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 208, no. 1–3, pp. 14–23, Nov. 2008.
- [4] W. Ding *et al.*, "Review on monolayer CBN superabrasive wheels for grinding metallic materials," *Chinese J. Aeronaut.*, vol. 30, no. 1, pp. 109–134, 2017.
- [5] K. Wegener, F. Bleicher, P. Krajnik, H. W. Hoffmeister, and C. Brecher, "Recent developments in grinding machines," *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 66, no. 2, pp. 779–802, 2017.
- [6] M. E. Merchant, "Machining Science and Technology: An interpretive look at 20th century research on modeling of machining International," *Mach. Sci. Technol.*, no. April 2013, pp. 37–41, 2007.
- [7] Ministerio de Energía Turismo y Agenda Digital. Secretaría de Estado de Energía, "La Energía en España, 2016," *Catálogo Publicaciones la Adm. Gen. del Estado*, p. 343, 2016.
- [8] S. Thomas, "Drivers of recent energy consumption trends across sectors in EU28," no. May, pp. 1–57, 2018.
- [9] Ministerio de Energía y Turismo, "Plan nacional 2017-2020 de acción de eficiencia energética.," 2017.
- [10] Agencia Internacional de la Energía, "Report from the commission to the european parliament, the council, the european economic and social committee and the committee of the regions.," *Minist. para la Transic. Ecológica, España.*, 2019.

- [11] P. Zheng *et al.*, "Smart manufacturing systems for Industry 4.0: Conceptual framework, scenarios, and future perspectives," *Frontiers of Mechanical Engineering*, vol. 13, no. 2. Higher Education Press, pp. 137–150, 01-Jun-2018.
- [12] A.J. Sánchez Egea and L.N.L. De Lacalle, "Máquinas, procesos, personas y datos, las claves para la revolución 4.0.," *DYNA Ing. e Ind.*, vol. 93, no. 6, pp. 576–577, 2018.
- [13] E. A. Dias, F. B. Pereira, S. L. M. Ribeiro Filho, and L. C. Brandão, "Monitoring of through-feed centreless grinding processes with acoustic emission signals," *Meas. J. Int. Meas. Confed.*, 2016.
- [14] L. N. L. De Lacalle, M. A. A. Lamikiz, S. Salgado, and H. & A. Rivero, "Process planning for reliable high-speed machining of moulds," *Int. J. Prod. Res.*, vol. 40, no. 12, pp. 2789–2809, 2002.
- [15] J. C. Aurich, B. Linke, M. Hauschild, M. Carrella, and B. Kirsch, "Sustainability of abrasive processes," *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 62, no. 2, 2013.
- [16] K. Salonitis, "Energy efficiency assessment of grinding strategy," *Int. J. Energy Sect. Manag.*, 2015.
- [17] C. Guo, Z. Shi, H. Attia, and D. McIntosh, "Power and wheel wear for grinding nickel alloy with plated CBN wheels," *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 56, no. 1, pp. 343–346, Jan. 2007.
- [18] D. Anderson, a. Warkentin, and R. Bauer, "Experimental validation of numerical thermal models for dry grinding," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 204, no. 1–3, pp. 269–278, Aug. 2008.
- [19] F. W. Preston, "The Theory and Design of Plate Glass Polishing Machines," *J. Soc. Glas. Technol.*, vol. 11, pp. 214–256, 1927.
- [20] S. Agarwal and P. V. Rao, "Predictive modeling of force and power based on a new analytical undeformed chip thickness model in ceramic grinding," *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 2013.
- [21] D. Setti, S. Ghosh, and P. V. Rao, "A method for prediction of active grits count in surface grinding," *Wear*, vol. 382–383, 2017.
- [22] H. N. Li, T. B. Yu, Z. X. Wang, L. Da Zhu, and W. S. Wang, "Detailed modeling of cutting forces in grinding process considering variable stages of grain-workpiece micro interactions," *Int. J. Mech. Sci.*, 2017.
- [23] L. Li, J. Yan, and Z. Xing, "Energy requirements evaluation of milling machines based on thermal equilibrium and empirical modelling," *J. Clean. Prod.*, vol. 52, pp. 113–121, 2013.
- [24] S. Hameed, H. A. G. Rojas, J. I. P. Benavides, A. N. Alberro, and A. J. S. Egea, "Influence of the regime of electropulsing-assisted machining on the plastic deformation of the layer being cut," *Materials (Basel)*, vol. 11, no. 6, 2018.

- [25] H. A. González-Rojas, A. Nápoles-Alberro, and A. J. Sánchez-Egea, "Machinability estimation by drilling monitoring," *DYNA Ing. e Ind.*, vol. 93, pp. 663–667, 2018.
- [26] W. Li and 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.*, vol. 225, no. 9, pp. 1636–1646, 2011.
- [27] N. Diaz, E. Redelsheimer, and D. Dornfeld, "Energy Consumption Characterization and Reduction Strategies for Milling Machine Tool Use," *Glocalized Solut. Sustain. Manuf.*, pp. 263–267, 2011.
- [28] J. Xie, F. Liu, and H. Qiu, "An integrated model for predicting the specific energy consumption of manufacturing processes," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 85, no. 5–8, pp. 1339–1346, 2016.
- [29] R. L. Hecker, S. Y. Liang, X. J. Wu, P. Xia, and D. G. W. Jin, "Grinding force and power modeling based on chip thickness analysis," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 33, no. 5–6, pp. 449–459, 2007.
- [30] C. Zhenzhen, X. Jiuhua, D. Wenfeng, and M. Changyu, "Grinding performance evaluation of porous composite-bonded CBN wheels for Inconel 718," *Chinese J. Aeronaut.*, vol. 27, no. 4, pp. 1022–1029, 2014.
- [31] D. Wenfeng, X. Jiuhua, C. Zhenzhen, S. Honghua, and F. Yucan, "Grindability and surface integrity of cast nickel-based superalloy in creep feed grinding with brazed CBN abrasive wheels," *Chinese J. Aeronaut.*, vol. 23, no. 4, pp. 501–510, 2010.
- [32] S. Malkin and C. Guo, *Grinding Technology - Theory and Applications of Machining with Abrasives (2nd Edition)*. Industrial Press, 2008.
- [33] D. Aslan and E. Budak, "Semi-analytical force model for grinding operations," *Procedia CIRP*, vol. 14, no. JANUARY 2014, pp. 7–12, 2014.
- [34] S. Malkin and C. Guo, "Thermal Analysis of Grinding," *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 56, no. 2, pp. 760–782, Jan. 2007.
- [35] W. B. Rowe and T. Jin, "Temperatures in High Efficiency," *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. Volume 50, no. Issue 1, pp. 205–208, 2001.
- [36] V. Singh, P. Venkateswara Rao, and S. Ghosh, "Development of specific grinding energy model," *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 60, pp. 1–13, 2012.
- [37] K. Nadolny, "Estimation of the active grains load in different kinematic variations of the internal cylindrical grinding process," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 89, no. 9–12, pp. 3337–3348, 2017.
- [38] W. B. Rowe, "Principles of Modern Grinding Technology," *Princ. Mod. Grind. Technol.*, 2014.
- [39] M. Bakkal, E. Serbest, İ. Karipçin, A. T. Kuzu, U. Karagüzel, and B. Derin, "An experimental study on grinding of Zr-based bulk metallic glass," *Adv. Manuf.*, vol. 3,

no. 4, pp. 282–291, 2015.

- [40] V. Kumar and K. Salonitis, “Empirical estimation of grinding specific forces and energy based on a modified Werner grinding model,” *Procedia CIRP*, vol. 8, pp. 287–292, 2013.
- [41] T. Zhang, F. Jiang, L. Yan, and X. Xu, “Research on the Size Effect of Specific Cutting Energy Based on Numerical Simulation of Single Grit Scratching,” *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 140, no. 7. p. 071017, 2018.
- [42] K. M. de Payrebrune and M. Kröger, “Reduced models of grinding wheel topography and material removal to simulate dynamical aspects in grinding,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 88, no. 1–4, pp. 33–43, 2017.
- [43] F. Klocke, C. Wrobel, M. Rasim, and P. Mattfeld, “Approach of Characterization of the Grinding Wheel Topography as a Contribution to the Energy Modelling of Grinding Processes,” in *Procedia CIRP*, 2016, vol. 46, pp. 631–635.
- [44] “FEPA Grains Standards Federation of the European Producers of Abrasives (FEPA.),” 2006.
- [45] W. B. Rowe, “Thermal analysis of high efficiency deep grinding,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 41, no. 1, pp. 1–19, Jan. 2001.
- [46] S. Agarwal, S. K. Khare, V. P. Pandey, and M. Patel, “An Analytical Chip Thickness Model for Performance Assessment in Silicon Carbide Grinding,” *Procedia Manuf.*, 2017.
- [47] A. M. Gontarz, L. Weiss, and K. Wegener, “Energy Consumption Measurement with a Multichannel Measurement System on a machine tool,” *Proc. Int. Conf. Innov. Technol.*, no. January, pp. 499–502, 2010.
- [48] Y. M. Lee, S. G. Jang, and E. S. Jang, “Grinding characteristics of polycrystalline silicon,” *Rev. Adv. Mater. Sci.*, vol. 33, no. 3, pp. 287–290, 2013.
- [49] M. Hacksteiner, H. Peherstorfer, and F. Bleicher, “Energy efficiency of state-of-the-art grinding processes,” in *Procedia Manufacturing*, 2018.
- [50] S. Ghosh, A. B. Chattopadhyay, and S. Paul, “International Journal of Machine Tools & Manufacture Modelling of specific energy requirement during high-efficiency deep grinding,” vol. 48, pp. 1242–1253, 2008.
- [51] A. Azizi and M. Mohamadyari, “Modeling and analysis of grinding forces based on the single grit scratch,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 78, no. 5–8, pp. 1223–1231, 2015.
- [52] I. Marinescu; M. Hitchiner; E. Uhlmann; W. Brian Rowe, *Handbook of Machining with Grinding Wheels*. 2007.
- [53] Q. Zhong, R. Tang, J. Lv, S. Jia, and M. Jin, “Evaluation on models of calculating energy consumption in metal cutting processes : a case of external turning process,” 2015.