

Desarrollo de una nueva técnica de análisis de rendimiento de muelas abrasivas para la selección de la muela óptima según aplicación

Raúl Fernández Manchado

Directores de la tesis:

Dr. Iván Gallego Navas

Dr. Pedro José Arrazola Arriola



Tesis dirigida a la obtención del título de
Doctor por Mondragon Unibertsitatea
Departamento de Mecánica y Producción Industrial

Arrasate, Abril, 2017

Dedicatoria

“Me alegro de estar con vosotras. Aquí, al final de tantas cosas”

A mi mujer e hijas.

Declaración de Originalidad

Declaro que el trabajo desarrollado en la presente tesis ha sido realizado totalmente por mí en el Departamento de Mecánica y Producción Industrial de la Escuela Politécnica Superior de Mondragon Unibertsitatea.

Agradecimientos

“Rectificar es de sabios” – Refranero popular.

La particularidad del desarrollo de esta tesis, en la que he combinado trabajo y tesis, hace que se haya alargado en el tiempo. Y este tiempo es el que me ha permitido conocer y trabajar con muchos sabios cuya aportación a esta tesis merece mi más sincero reconocimiento.

El primer recuerdo no puede ser sino para las dos personas que me demostraron que el trabajo en equipo es más que un curso teórico que hay que intentar aplicar en el mundo laboral. Gracias Pablo y Arantzazu por seguirme, escucharme y apoyarme. No cambiéis, vuestro límite está allí lejos, donde vosotros queráis y no alcanza la vista.

Junto a ellos, todas las personas que han combinado sus estudios con el trabajo en la línea de rectificado, aportando todas y cada uno de ellos su granito de arena en el crecimiento del grupo. A riesgo de olvidarme de alguien, a los que pido mis más sinceras disculpas por adelantado, y sin que el orden signifique absolutamente nada, no puede dejar de acordarme de Laura, Maialen, Zuriñe, Nerea, Unai, Miren, Julen, Joseba y Javi. Allí donde os encontréis, tienen la suerte de contar con unas personas que son, en primer lugar, ingenieros, y en segundo, excelentes.

Gracias a mis directores de tesis, Iván y Pedro, los cuales han jugado un rol diferente y complementario durante la tesis. Junto con Iván comencé a investigar en el mundo del rectificado, lo que terminó animándome a realizar mi propia tesis. Gracias por ayudarme a limitar mi prosa y las aportaciones científicas realizadas. A Pedro me gustaría agradecerle la valentía de asumir la dirección en otra temática diferente a la que se dedica normalmente. Su metodología de trabajo y organización son un ejemplo a seguir.

Gracias también a Juan Luis por ayudarme en la resolución de la ecuación cuártica que es clave en la implementación de *Metodes*. Pedazo de resolución... La de cosas que nos quedan por hacer surcando el eje Valencia-Mondragón. No puede olvidarme de la ayuda recibida en diferentes ámbitos por mis compañeros de la línea de Mecanizado de Alto Rendimiento y el área de Mecanizado. Línea de investigación, área... qué más da como la llamemos si tenemos la capacidad de adaptarnos rápidamente a cualquier cosa que nos echen.

Asimismo, no puedo obviar la inmensa gratitud que siento en el aspecto más personal e íntimo. Gracias a mis padres por el enorme sacrificio realizado en mi formación, siempre con plena confianza en mí, con pocas palabras y arrimando el hombro.

Mi último, y no por ello el menos importante, agradecimiento va dirigido a las chicas que forman mi familia. Los primeros pasos en la tesis los di como un hombre soltero y los últimos los doy como padre de familia numerosa. Muchas vivencias y vicisitudes que he compartido, todas ellas, con Mari Mar. Gracias por animarme e impulsarme en alcanzar mis objetivos. Y los que quedan...

Y el recuerdo más sentido para mis niñas: Goiatz, Eider y Maialen. Solo veros sonreír me cambia la vida.

Resumen

La presente tesis doctoral se enmarca dentro de la línea de investigación del Grupo de Mecanizado de Alto Rendimiento de la Escuela Politécnica Superior de Mondragón Unibertsitatea, cuyo principal objetivo es la mejora de procesos de producción por mecanizado en diferentes sectores industriales y la generación de ideas para fabricar productos innovadores o entrar en nuevos negocios y mercados.

Dentro de los procesos de mecanizado, el rectificado se caracteriza por los excelentes valores de rugosidad y precisión dimensional que se pueden obtener en la pieza. No obstante, la productividad del rectificado es notablemente inferior a la de otros procesos de arranque de viruta y depende en gran medida de la correcta selección de la muela, así como de las condiciones de trabajo que maximicen su rendimiento. Por otro lado, durante el rectificado aparecen con relativa frecuencia dificultades inherentes al propio proceso, que limitan aún más su productividad. El más significativo es el daño térmico de la pieza. La aparición de este problema está ligada, entre otros factores, al comportamiento de las muelas abrasivas, cuyo desgaste progresivo provoca un aumento de la temperatura en la zona de corte.

En este contexto, el objetivo principal de esta tesis consiste en desarrollar una metodología que permita seleccionar la muela idónea para una aplicación, asegurando la integridad superficial de la pieza y optimizando la productividad.

Para alcanzar este objetivo se parte de los modelos predictivos de daño térmico desarrollados por Malkin y Madariaga, así como del desarrollo de un *set-up* experimental donde se monitorizan las variables que permiten evaluar el rendimiento de las muelas.

El desarrollo de la presente tesis doctoral ha dado como resultado principal una nueva metodología de selección de la muela abrasiva óptima, la cual se implementa en máquinas rectificadoras mediante una herramienta inteligente denominada *Metodes*. Esta herramienta realiza un control adaptativo que modifica la profundidad de pasada en función de la potencia límite de quemado estimada por los modelos de Malkin (para aceros) y Madariaga (para el resto de materiales). De esta forma, se consigue maximizar la tasa de arranque de material para cada muela y, a través de una serie de ensayos específicos de la metodología, el rendimiento de dicha muela con criterios objetivos. Entre las principales funcionalidades de *Metodes* se encuentran la selección de muela abrasiva y la optimización de sus condiciones de trabajo con el objeto de aumentar la productividad.

La aplicación futura de *Metodes* abre nuevas vías de investigación en procesos de rectificado, especialmente en materiales cuya rectificabilidad es poco conocida, como diversas familias de aleaciones de uso frecuente en aeronáutica.

Laburpena

Dokumentu honetan aurkezten den doktoretza-tesia, Arrasateko Goi Eskola Politeknikoko Errendimendu Altuko Mekanizatuko ikerketa arloan kokatzen da. Helburu nagusia industri sektore ezberdinetako mekanizazio bidezko fabrikazio prozesuak hobetzea da, baita produktu berritzaileak eta merkatu berrietan sartzeko ideiak proposatzea ere.

Mekanizazio prozesuen artean, artezketako prozesuen berezitasuna, dimentsio eta zimurtasun aldetik piezan lortzen den zehaztasun altua da. Hala ere, gainontzeko txirbil harroketazko mekanizazio prozesuekin konparatuz gero, artezketa prozesuen produktibitatea nabarmenki txikiagoa da eta errendimendua handitzeko harri urratzaile eta lan baldintza egokiak aukeratu behar dira. Bestalde, artezketa prozesuari lotutako zenbait arazo aurkitzen dira maiz, prozesuaren produktibitatea mugatzen dutenak. Hauen artean, garrantzitsuena, piezan sor daitekeen kalte termikoa da. Arazo honen sorrera, beste zenbait faktoreen artean, harri urratzailearen portaerarekin lotuta dago, honen etengabeko higadurak tenperatura igoera bat eragiten baitu ebaketa gunean.

Testuinguru honetan, tesi honen helburu nagusia harri egokien aukeraketa egiteko metodologia bat garatzea da, gainazalaren zuzentasuna bermatuz eta produktibitatea maximizatuz.

Helburu hau lortzeko, Malkin eta Madariagak sortutako kalte termikoa aurreikusten duten modeloetatik abiatzen da, baita harrien errendimendua definitzen duten aldagaiak kontrolatzen duen *set-up* esperimentaletik ere.

Honako doktoretza-tesiaren garapenak, egokiena den harri urratzailearen aukeraketarako metodologia berria lortu du emaitza nagusi bezala. Metodologia hau, artezketa makinetan inplementatu daiteke *Metodes* deritzon erremintaren bitartez. Erreminta honen bidez, moldagarria den kontrol bat garatzen da, Malkin (altzairuen kasurako) eta Madariagak (gainontzeko materialentzako) definitutako potentzia limite batera iristean, ebaketa sakonera aldatzen da. Era honetara, harri urratzaile bakoitzaren kasurako harroketa tasa maximizatzea lortzen da eta metodologian oinarritutako saiakuntza jakin batzuen bitartez, harriaren errendimendua ere. *Metodes*-en funtzio nagusien artean, harri urratzailearen aukeraketa eta ebaketa baldintzen optimizazioa aurki daitezke, produktibitatea handitzeko helburuarekin.

Etorkizunean *Metodes* aplikazioak ikerketa bide berriak irekitzen ditu artezketa prozesuetan, bereziki artezketa ez hain ezaguna duten materialetan, esaterako, aeronautikan maiz erabiltzen diren aleazioak.

Abstract

This doctoral thesis has been developed in the High Performance Machining research line of the Faculty of Engineering of Mondragon University, whose main objective is the improvement of machining processes in different industrial sectors and the generation of ideas to manufacture innovative products or enter into new businesses and markets.

Within machining processes, grinding is characterized by the excellent roughness and dimensional accuracy values that can be obtained in the piece. However, compared to other machining processes, the productivity of grinding is significantly lower and depends to a large extent on the correct selection of the grinding wheel, as well as the working conditions that maximize its performance. On the other hand, difficulties related to the process itself frequently occur during grinding operations, which further limit its productivity. The most significant problem is the thermal damage generated on the part. The occurrence of this problem is linked, among other factors, to the behavior of the abrasive wheels, whose progressive wear causes an increase of the temperature in the cutting zone.

In this context, the main objective of this thesis is to develop a methodology to select the ideal grinding wheel for a certain application, ensuring that the surface integrity of the workpiece is preserved and optimizing the productivity.

In order to reach this objective, the research is based on the models developed by Malkin and Madariaga, to predict thermal damage, as well as on the development of an experimental *set-up* where the main variables to evaluate the performance of the wheels are monitored.

The main result of this doctoral thesis is a new methodology for the selection of the optimum grinding wheel, which is implemented in grinding machines using an intelligent tool called *Metodes*. This tool executes an adaptive control that modifies the depth of cut when a limit value of power is reached. This limit value to avoid burning is defined by Malkin (for steels) and Madariaga (for other materials). In this way, it is possible to maximize the material removal rate for each wheel and, through a series of specific tests of the methodology, the performance of the wheel is computed, following objective criteria. Among the main functionalities of *Metodes*, the selection of grinding wheels and the optimization of the working conditions in order to increase productivity can be performed.

Metodes opens new research fields for grinding processes, especially in materials whose grindability is not very well known, such as several families of alloys frequently used in aeronautics.

Índice

<i>Dedicatoria</i>	iii
<i>Declaración de Originalidad</i>	ii
<i>Agradecimientos</i>	iv
<i>Resumen</i>	vi
<i>Laburpena</i>	viii
<i>Abstract</i>	x
<i>Índice</i>	xii
<i>Lista de figuras</i>	i
<i>Índice de Tablas</i>	v
<i>Índice de Ecuaciones</i>	vii
<i>Nomenclatura</i>	ix
1. Introducción, antecedentes y objetivos	1
1.1 <i>Introducción</i>	1
1.2 <i>Estado del arte</i>	7
1.2.1 <i>Muelas abrasivas</i>	7
1.2.1.1 <i>Granos abrasivos</i>	9
1.2.1.2 <i>Tamaño de grano</i>	13
1.2.1.3 <i>Grado o dureza</i>	14
1.2.1.4 <i>Estructura</i>	14
1.2.1.5 <i>Relación entre grado y estructura</i>	15
1.2.1.6 <i>Aglomerante</i>	16
1.2.2 <i>Desgaste de las muelas abrasivas</i>	18
1.2.2.1 <i>Mecanismos de desgaste</i>	18
1.2.2.2 <i>Ratio G</i>	20
1.2.2.3 <i>Topografía de la muela</i>	21
1.2.2.4 <i>Modelos de predicción del desgaste</i>	23
1.2.3 <i>Integridad superficial</i>	25
1.2.3.1 <i>Rugosidad</i>	25
1.2.3.2 <i>Dañado térmico</i>	25
1.2.3.3 <i>Tensiones residuales</i>	27
1.2.4 <i>Selección de muelas abrasivas</i>	28
1.2.4.1 <i>Reglas de conocimiento en base a experiencia</i>	28
1.2.4.2 <i>Sistemas expertos</i>	38
1.2.4.3 <i>Coficiente de la actividad de rectificado</i>	39
1.2.4.4 <i>Controles adaptativos</i>	40
1.2.5 <i>Variables de proceso intervinientes en el dañado térmico</i>	41
1.2.5.1 <i>Diámetro equivalente</i>	41
1.2.5.2 <i>Caudal de viruta específico (Q')</i>	46
1.2.5.3 <i>Agresividad</i>	48
1.3 <i>Análisis crítico del estado del arte</i>	51
1.4 <i>Objetivos</i>	52
1.5 <i>Estructura de la tesis</i>	54
2. Set-up experimental	59
2.1 <i>Variables de salida del proceso</i>	60
2.1.1 <i>Rugosidad</i>	60

2.1.1.1	Equipamiento de determinación de la rugosidad	61
2.1.2	Dañado térmico	61
2.1.2.1	Perfiles de micro-dureza	62
2.1.2.2	Análisis metalográfico	62
2.1.3	Desgaste de la muela abrasiva.....	64
2.1.3.1	Porcentaje de wear flat area (A) y n° de granos activos (Cd).....	65
2.1.3.2	Reducción radial de la muela abrasiva	68
2.1.4	Fuerzas de corte.....	69
2.1.5	Potencia de corte y potencia consumida.....	70
2.2	Equipamiento científico-técnico.....	71
2.2.1	Máquina-rectificadora.....	71
2.2.1.1	Rugosímetro portátil.....	73
2.2.1.2	Láser.....	73
2.2.1.3	Placa dinamométrica	74
2.2.1.4	CNC Fagor8070®	75
2.2.1.5	Potencia consumida vs Fuerza de corte.....	76
2.2.2	Detección de dañado térmico.....	83
3.	Contraste experimental del modelo predictivo de dañado térmico de Malkin..	87
3.1	Modelo predictivo de dañado térmico de Malkin.....	87
3.2	Diseño de los ensayos de contraste	89
3.2.1	Dimensiones de la probeta.....	89
3.2.2	Muelas abrasivas.....	90
3.2.3	Estrategia de rectificado	91
3.2.3.1	Concordancia vs contraposición	91
3.2.3.2	Estabilización de la señal de potencia	94
3.3	Evaluación experimental del modelo de Malkin.....	95
3.3.1	Representación de las gráficas de potencia.....	97
3.3.2	Profundidad de pasada máxima por muela.....	101
3.3.3	Estudio de presencia de dañado térmico	102
3.3.4	Análisis de resultados y conclusiones.....	110
4.	Desarrollo de Metodes: Nueva técnica de análisis del rendimiento de muelas abrasivas	113
4.1	Desarrollo de Metodes.....	113
4.1.1	Estrategia de Metodes.....	113
4.1.2	Cálculo de la profundidad de pasada.....	117
4.2	Ensayos preliminares de contraste.....	118
4.2.1	Plan de ensayos preliminares.....	118
4.2.2	Resultados.....	120
4.2.2.1	Capacidad de arranque	120
4.2.2.2	Rugosidad y ratio G.....	124
4.2.2.3	Detección de dañado térmico.....	124
4.2.3	Análisis de resultados.....	125
4.3	Refinamiento de Metodes	126
4.3.1	Plan de ensayos.....	126
4.3.2	Resultados.....	127

4.3.2.1	Capacidad de arranque y análisis metalográfico.....	127
4.4	Conclusiones.....	131
5.	Aplicación de Metodes en la selección de muela abrasiva óptima para procesos de rectificado	135
5.1	Verificación de la rugosidad en operaciones de acabado	136
5.2	Plan de ensayos	137
5.3	Acero 1.2842.....	139
5.3.1	Volumen arrancado de material.....	139
5.3.2	Ratio G.....	141
5.3.3	Rugosidad.....	141
5.3.4	Estudio de presencia de daño térmico	142
5.3.5	Análisis de resultados.....	143
5.4	Acero 1.7220.....	144
5.4.1	Resultados.....	144
5.4.2	Estudio de la presencia de daño térmico	146
5.4.3	Análisis de resultados.....	147
5.5	Acero T15.....	147
5.5.1	Resultados.....	148
5.5.2	Estudio de la presencia de daño térmico	149
5.5.3	Análisis de resultados.....	149
5.6	Conclusiones.....	150
6.	Metodología de réplica y validación entre diferentes tipos de rectificado	155
6.1	Variables de proceso susceptibles de réplica.....	155
6.1.1	Variables de proceso comunes en el rectificado	156
6.1.1.1	Refrigerante	156
6.1.1.2	Muela abrasiva.....	156
6.1.1.3	Estado inicial de la muela abrasiva.....	156
6.1.2	Variables asociadas a la réplica geométrica y las condiciones de trabajo	157
6.1.2.1	Diámetro equivalente.....	157
6.1.2.2	Relación de diámetros de muela	157
6.1.2.3	Caudal de viruta específico (Q').....	157
6.1.2.4	Agresividad.....	158
6.2	Metodología de réplica	159
6.3	Validación experimental.....	161
6.3.1	Rectificado cilíndrico de discos de turbina.....	162
6.3.1.1	Condiciones de rectificado.....	165
6.3.1.2	Requisitos demandados.....	165
6.3.2	Metodología de réplica: definición de las variables de proceso	167
6.3.2.1	Muela abrasiva.....	167
6.3.2.2	Definición de condiciones de trabajo	171
6.3.2.3	Refrigerante	175
6.3.2.4	Estrategia de rectificado.....	177
6.3.3	Plan de ensayos.....	179
6.3.4	Resultados.....	180
6.3.4.1	Rugosidad y porcentaje de wear flat area	180
6.3.4.2	Análisis metalográfico	181

6.4	<i>Conclusiones</i>	182
7.	Aplicación de <i>Metodes</i> a otros materiales: Inconel 718	186
7.1	<i>Modelo predictivo de dañado térmico de Madariaga</i>	187
7.1.1	<i>Adecuación de <i>Metodes</i> al modelo de Madariaga</i>	187
7.1.1.1	<i>Cálculo de R</i>	188
7.2	<i>Estudio de las funcionalidades de <i>Metodes</i> en Inconel 718</i>	190
7.2.1	<i>Determinación de la capacidad de arranque en condiciones de réplica</i>	190
7.2.1.1	<i>Resultados</i>	191
7.2.1.2	<i>Análisis de resultados</i>	192
7.2.2	<i>Determinación de condiciones de trabajo óptimas</i>	195
7.2.2.1	<i>Resultados</i>	195
7.2.2.2	<i>Análisis de resultados</i>	197
7.2.3	<i>Refinamiento de la optimización de las condiciones de trabajo</i>	197
7.2.3.1	<i>Resultados</i>	197
7.2.3.2	<i>Análisis de resultados</i>	199
7.2.4	<i>Optimización de la capacidad de arranque de las muelas</i>	199
7.2.4.1	<i>Resultados</i>	200
7.2.4.2	<i>Análisis de resultados</i>	200
7.3	<i>Conclusiones</i>	202
8.	Conclusiones y líneas futuras	206
8.1	<i>Conclusiones</i>	206
8.2	<i>Líneas futuras</i>	208
9.	Contribuciones científicas	212
9.1	<i>Artículos</i>	212
9.2	<i>Patentes</i>	212
10.	Bibliografía	216

Lista de figuras

Figura 1.1. Modelos de formación de viruta en: mecanizado (a) y rectificado (b).....	1
Figura 1.2. Fases de formación de la viruta: (a) rozamiento, (b) labrado y (c) corte [Groover, 2007].....	2
Figura 1.3. Variables del proceso de rectificado	4
Figura 1.4. Composición de una muela abrasiva [Groover, 2007].....	8

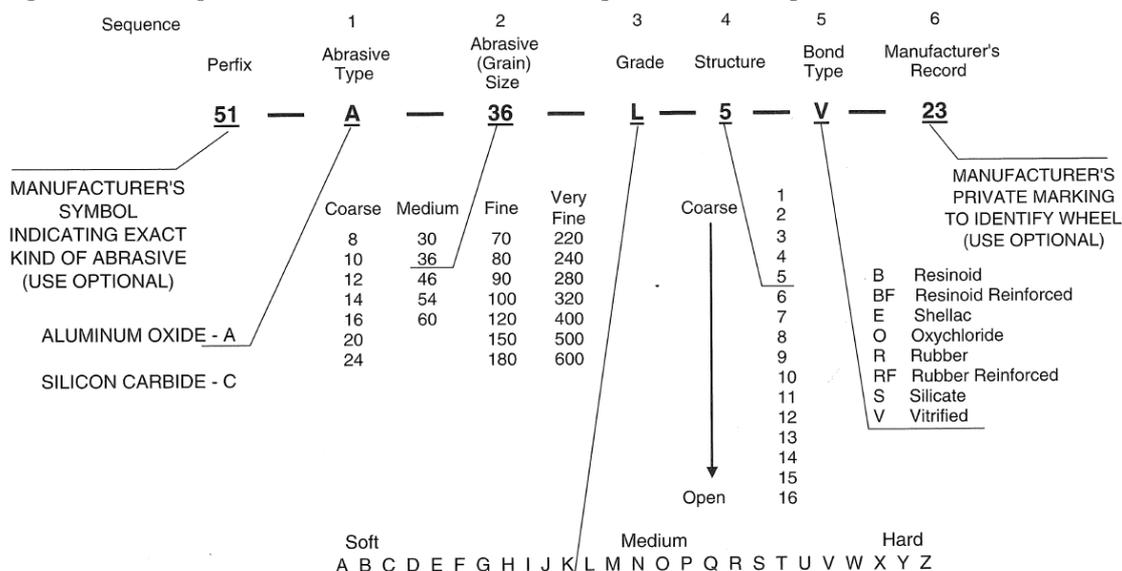


Figura 1.5. Sistema de identificación de una muela convencional definido por la norma ANSI B74.13 [Malkin & Guo, 2008].....	9
Figura 1.6. Mallas que definen diferentes tamaños de grano [Krar, 1995].	13
Figura 1.7. Relación del grado de la muela con el porcentaje de grano, aglomerante y porosidad [Malkin & Guo, 2008].	15
Figura 1.8. Mecanismos de desgaste del grano abrasivo [Badger, 2010].	19
Figura 1.9. Curva de desgaste de una muela rectificadora.	19
Figura 1.10. Relación de diámetros útiles de una muela abrasiva.	23
Figura 1.11. Peso relativo al desgaste de las muelas vs volumen de metal arrancado [Malkin & Guo, 2008].	24
Figura 1.12. Relación de los módulos funcionales del sistema [Li et al., 1997].	39
Figura 1.13. Esquema de operaciones de rectificado: (a) tangencial, (b) cilíndrico exterior y (c) cilíndrico interior [Malkin & Guo, 2008].	42
Figura 1.14. Rectificado tangencial recto en una superficie inclinada: vista lateral (a) y vista inclinada proyectada (b) [Malkin & Guo, 2008].	44
Figura 1.15. Rectificado de un perfil con ángulo β en el punto P [Malkin & Guo, 2008].	44
Figura 1.16. Rectificado inclinado [Malkin & Guo, 2008].	46
Figura 1.17. Material arrancado en un rectificado cilíndrico en penetración.	47
Figura 1.18. Rectificado: muy agresivo (a) y poco agresivo (b) [Badger, 2010].	48
Figura 1.19. Espesor de viruta máximo h_{max} en el rectificado tangencial [Malkin & Guo, 2008].	49

Figura 1.20. Temperatura máxima en la superficie en función de la agresividad a diferentes temperaturas (adaptado de [Drazumeric et al., 2014]).	50
Figura 1.21. Mapa de situación de los objetivos.	53
Figura 1.22. Esquema de los ensayos realizados para el contraste del modelo de Malkin y réplica entre rectificadas.	55
Figura 1.23. Esquema de los ensayos realizados según la metodología <i>Metodes</i> .	56
Figura 2.1. Rugosímetro portátil.	61
Figura 2.2. Evolución de la dureza bajo la superficie de piezas sometidas a distintas condiciones de rectificado [Takazawa, 1966].	62
Figura 2.3. Análisis metalográfico de una superficie rectificada en condiciones agresivas [Puerto, 2013].	64
Figura 2.4. Procesamiento de imágenes: (a) imagen capturada en el microscopio; (b) imagen en escala de grises; (c) imagen monocromática; (d) imagen obtenida tras el tratamiento manual; (e) imagen tras el tratamiento automático [Puerto, 2013].	66
Figura 2.5. Pantalla de control de la aplicación <i>SnapGrinding</i> .	67
Figura 2.6. Esquema representativo de la medición del desgaste radial mediante patrón (a) y medición de la diferencia de alturas entre pieza y patrón mediante láser (b).	68
Figura 2.7. Cuerpo con la huella de la muela (a) y perfil obtenido mediante perfilometría confocal (b).	69
Figura 2.8. Ilustración de los componentes de la fuerza de corte para un rectificado tangencial (adaptado de [Malkin & Guo, 2008]).	69
Figura 2.9. Rectificado con un grano abrasivo desgastado (a) y relación entre la fuerza normal y el % de <i>wear flat area</i> (b)[Malkin & Guo, 2008].	70
Figura 2.10. Dinamómetro <i>Kistler</i> 9257B (a) y amplificador <i>Kistler</i> 5070A (b).	74
Figura 2.11. Esquema de los movimientos realizados por la muela en cada nivel de profundización.	77
Figura 2.12. Gráfica de señales captadas: fuerza de corte por el dinamómetro y potencia consumida por el regulador del eje de giro de la muela.	78
Figura 2.13. Gráfica de señales de fuerzas <i>Kistler</i> y CNC solapadas.	79
Figura 2.14. Tramo de la fuerza utilizado en el cálculo de la fuerza media para cada ciclo (a) y comparación entre señales de fuerzas <i>Kistler</i> y CNC (b).	80
Figura 2.15. Diferencia porcentual entre las fuerzas de ambas señales.	81
Figura 2.16. <i>Set-up</i> experimental	82
Figura 3.1. Modelo térmico de la temperatura en la zona de rectificado [Malkin & Guo, 2008].	88
Figura 3.2. Resultados de los ensayos: fuerza tangencial, fuerza normal, rugosidad y desgaste radial de la muela.	93
Figura 3.3. Evolución de las fuerzas tangenciales a lo largo de las pasadas.	95
Figura 3.4. Evolución de la potencia teórica límite de quemado de Malkin en función de la profundidad de pasada: muela M1, $v_w = 15.000$ mm/min y $b = 9,4$ mm.	96
Figura 3.5. Representación de la potencia límite de quemado de Malkin (rojo) y potencia consumida (verde) en función de la profundidad de pasada para las muelas M1 y M2 y avances de pieza de 5.000, 10.000 y 15.000 mm/min.	99

Figura 3.6. Representación de la potencia límite de quemado de Malkin (rojo) y potencia consumida (verde) en función de la profundidad de pasada para las muelas M3 y M4 y avances de pieza de 5.000, 10.000 y 15.000 mm/min.	100
Figura 3.7. Profundidad de pasada máxima resultante en función de la velocidad de la mesa.	101
Figura 3.8. Resultados del análisis metalográfico en función de la velocidad de avance: $v_w = 5.000$ mm/min , $v_w = 10.000$ mm/min y $v_w = 15.000$ mm/min.....	107
Figura 3.9. Resultados del análisis metalográfico del total de ensayos.....	108
Figura 3.10. Análisis metalográfico en dos repeticiones del ensayo con la muela M1.	108
Figura 3.11. Análisis metalográfico de dos repeticiones de los ensayos con las muelas M2, M3 y M4.	109
Figura 4.1. Pantallas principales de <i>Metodes</i> : (a) pieza, (b) modelo de predicción de daño térmico, (c) ciclo de rectificado y (d) ejecución del ensayo.	116
Figura 4.2. Gráficas de rendimiento de las muelas M1, M2, M3 y M4 según <i>Metodes</i> para un avance $v_w = 5.000$ mm/min.	121
Figura 4.3. Gráficas de rendimiento de las muelas M, M2, M3 y M4 según <i>Metodes</i> para un avance $v_w = 10.000$ mm/min.....	122
Figura 4.4. Gráficas de rendimiento de las muelas M1, M2, M3 y M4 según <i>Metodes</i> para un avance $v_w = 15.000$ mm/min.....	123
Figura 4.5. Análisis metalográfico correspondiente a la tercera repetición de la muela M1 con $v_w = 15.000$ mm.....	125
Figura 4.6. Gráficas de potencia consumida y análisis metalográfico para la muela M1 y una potencia límite al 90% y 80% de la potencia de Malkin.....	128
Figura 4.7. Gráficas de potencia consumida y análisis metalográfico para la muela M1 y una potencia límite al 70% y 60% de la potencia de Malkin.....	129
Figura 4.8. Gráfica de potencia consumida y análisis metalográfico para la muela M1 y una potencia límite al 50% de la potencia de Malkin.....	130
Figura 5.1. Gráficas de potencia consumida para las muelas M1, M2, M3 y M4 considerando una potencia límite al 70% de la potencia de Malkin (Rep. 1).....	140
Figura 5.2. Análisis metalográfico de las piezas ensayadas con las muelas M1 (a), M2 (b), M3 (c) y M4 (d).....	143
Figura 5.3. Capacidad de arranque de las muelas M1, M2, M3 y M4 en un acero 1.7220..	145
Figura 5.4. Análisis metalográfico realizado en las muelas M1 (a), M2 (b), M3 (c) y M4 (d).	147
Figura 5.5. Capacidad de arranque de la muela M1 en un acero T15.	148
Figura 5.6. Análisis metalográfico en la Rep. 1 (a), 2 (b) y 3 (c) en acero T15.....	149
Figura 6.1. Diagrama de flujo de la metodología de réplica entre rectificadores.....	161
Figura 6.2. Superficies rectificadas en un disco Engine 1 mediante rectificado cilíndrico exterior.....	163
Figura 6.3. Superficies rectificadas en un disco Engine 2 mediante rectificado cilíndrico interior.	163
Figura 6.4. Geometría de la muela abrasiva utilizada en el rectificado de discos.....	163
Figura 6.5. Esquema del rectificado de las superficies spigot (a) y flange (b) del disco Engine 1.....	164

Figura 6.6. Esquema del rectificado de las superficies spigot (a) y flange (b) del disco Engine 2.....	164
Figura 6.7. Variación del diámetro de la muela en el contacto con la superficie <i>spigot</i>	168
Figura 6.8. Moletas rotativas para el diamantado de la muela de forma en ITP fabricada por: Tyrolit (a) y Dr Kaiser (b).....	170
Figura 6.9. Tipos de diamantadores típicos del rectificado tangencial: multipunta (a), loseta MDL (b), loseta PVD (c) y monopunta (d).....	170
Figura 6.10. Ciclo de rectificado del ensayo de réplica.	178
Figura 6.11. Posicionamiento de la probeta en función de la anchura a rectificar: 30 mm (a) o 6,5 mm (b).....	178
Figura 6.12. Metalografías de Inconel 718 laminado (a) e Inconel 718 forjado (b).	181
Figura 7.1. Esquema de los ensayos realizados sobre Inconel 718 aplicando <i>Metodes</i>	186
Figura 7.2. Ratio de calor para rectificar Inconel 718 con muela de alúmina y fluido de corte con base aceite.....	189
Figura 7.3. Predicción de la temperatura alcanzada a lo largo de la longitud de contacto entre pieza y muela.....	189
Figura 7.4. Capacidad de arranque y análisis metalográfico obtenidos por las muelas M5 y M6 en Inconel 718 laminado.....	193
Figura 7.5. Capacidad de arranque y análisis metalográfico obtenidos por las muelas M5 y M6 en Inconel 718 forjado.....	194
Figura 7.6. Capacidad de arranque de las muelas y análisis metalográfico de las piezas..	196
Figura 7.7. Capacidad de arranque de las muelas y análisis metalográfico de las piezas..	198
Figura 7.8. Capacidad de arranque de las muelas y análisis metalográfico de las piezas..	201

Índice de Tablas

Tabla 1.1. Tipos de abrasivos convencionales y superabrasivos.....	7
Tabla 1.2. Resumen de los tipos de alúmina con sus correspondientes características.	12
Tabla 1.3. Características de los tipos de carburo de silicio.....	13
Tabla 1.4. Grados de una muela abrasiva.	14
Tabla 1.5. Criterio de clasificación de la estructura.....	15
Tabla 1.6. Ventajas e inconvenientes de los diferentes aglomerantes.....	17
Tabla 1.7. Parámetros de selección de la muela rectificadora.	29
Tabla 1.8. Parámetros de evaluación en un rectificado cilíndrico de interiores.	29
Tabla 1.9. Reglas para la selección del tipo de abrasivo.	31
Tabla 1.10. Reglas para la selección del tipo de alúmina.	32
Tabla 1.11. Reglas para la selección de carburos de silicio.	34
Tabla 1.12. Reglas para la selección del tamaño de grano.....	34
Tabla 1.13. Guía para la elección del grado de la muela.	36
Tabla 1.14. Estructura de muela recomendada según el acabado requerido y el tipo de rectificado a realizar.....	37
Tabla 1.15. Reglas generales para la selección del aglomerante.....	38
Tabla 2.1. Variables de evaluación del comportamiento de la muela.	59
Tabla 2.2. Equipamiento utilizado en la medición de los parámetros de salida.....	72
Tabla 2.3. Datos técnicos de la máquina rectificadora.	72
Tabla 2.4. Variables de entrada del proceso de rectificado.....	72
Tabla 2.5. Condiciones de medida utilizadas en el rugosímetro.	73
Tabla 2.6. Variables de registro de potencia consumida en el eje de giro en el CNC Fagor 8070®.....	75
Tabla 2.7. Condiciones del ensayo.	77
Tabla 3.1. Referencia de muelas a utilizar en los ensayos.	90
Tabla 3.2. Plan de ensayos.	92
Tabla 3.3. Condiciones del ensayo de estabilización de la señal de potencia.	94
Tabla 3.4. Plan de ensayos de determinación de la a_e máxima sin dañado térmico.	97
Tabla 3.5. Cálculo del diámetro medio resultante para la obtención de la curva de Malkin en la muela M1.	98
Tabla 3.6. Potencia (W) y a_e (mm) en el punto de corte de las curvas de Malkin y potencia consumida.....	101
Tabla 3.7. Correlación entre la predicción de dañado térmico mediante medición de potencia y dañado térmico real sobre la pieza medido mediante análisis metalográfico en las muelas M1 y M2.....	104
Tabla 3.8. Correlación entre la predicción de dañado térmico mediante medición de potencia y dañado térmico real sobre la pieza medido mediante análisis metalográfico en las muelas M3 y M4.....	105
Tabla 4.1. Diagrama de desarrollo de la estrategia de rectificado de <i>Metodes</i>	114
Tabla 4.2. Plan de ensayos con los valores de profundidad de pasada a utilizar en función del porcentaje de la potencia de Malkin considerado.	119
Tabla 4.3. Valores de R_a y ratio G obtenidos en los ensayos.	124

Tabla 4.4. Condiciones de trabajo del aplicativo <i>Metodes</i>	127
Tabla 5.1. Parámetros de corte en condiciones de acabado.	136
Tabla 5.2. Rugosidad obtenida en condiciones de acabado.	137
Tabla 5.3. Condiciones de trabajo del aplicativo <i>Metodes</i>	138
Tabla 5.4. Volumen de material arrancado en cada uno de los ensayos.....	139
Tabla 5.5. Desgaste radial y ratio G resultante.	141
Tabla 5.6. Rugosidad obtenida	142
Tabla 5.7. Resultados obtenidos sobre el acero 1.7220.....	146
Tabla 5.8. Resultados obtenidos sobre el acero T15.....	148
Tabla 6.1. Velocidades de trabajo del rectificado de discos en ITP.....	165
Tabla 6.2. Condiciones de trabajo de cada uno de los ciclos de rectificado.....	166
Tabla 6.3. Rugosidades límite definidas en la guía de referencia.	167
Tabla 6.4. Condiciones para la preparación de muestras.	167
Tabla 6.5. Rango del diámetro equivalente para cada referencia.....	169
Tabla 6.6. Porcentaje de <i>wear flat area</i> en la muela utilizada en el rectificado de discos una vez diamantada.....	170
Tabla 6.7. Condiciones de diamantado seleccionadas en el rectificado tangencial.....	171
Tabla 6.8. Porcentaje de <i>wear flat</i> obtenidos sobre la muela recta.....	171
Tabla 6.9. Cálculo del tiempo de rectificado de cada una de las etapas.	172
Tabla 6.10. Cálculo de Q' para las operaciones del rectificado del disco de turbina.....	172
Tabla 6.11. Combinación de a_e y v_w que iguala la Q' del proceso cilíndrico.....	173
Tabla 6.12. Agresividad máxima y mínima por operación realizada sobre el disco con referencia Engine 1.	173
Tabla 6.13. Ejemplo de combinación de condiciones de trabajo que igualan la agresividad del rectificado cilíndrico de discos.	174
Tabla 6.14. Número de pasadas a realizar en el rectificado tangencial.	175
Tabla 6.15. Condiciones de trabajo de la operación de limpieza de la probeta.	177
Tabla 6.16. Resumen de las condiciones de trabajo en ambos rectificadores.....	180
Tabla 6.17. Porcentaje de <i>wear flat area</i> y rugosidad obtenidos.....	181
Tabla 7.1. Propiedades térmicas del Inconel 718, alúmina y fluido base aceite.....	188
Tabla 7.2. Muelas utilizadas en los ensayos.....	191
Tabla 7.3. Condiciones del ensayo de determinación de la capacidad de arranque en condiciones de réplica para <i>Metodes</i>	191
Tabla 7.4. Rugosidad y desgaste radial.....	192
Tabla 7.5. Condiciones del ensayo de optimización de las condiciones de trabajo.....	195
Tabla 7.6. Volumen total, ratio G y rugosidad.	195
Tabla 7.7. Condiciones del ensayo de refinamiento de la optimización.	197
Tabla 7.8. Volumen total, ratio G y rugosidad.	197
Tabla 7.9. Condiciones del ensayo de optimización de la capacidad de arranque.	199
Tabla 7.10. Volumen total, ratio G y rugosidad.	200

Índice de Ecuaciones

Ec. 1.1.....	14
Ec. 1.2.....	20
Ec. 1.3.....	39
Ec. 1.4.....	41
Ec. 1.5.....	41
Ec. 1.6.....	41
Ec. 1.7.....	41
Ec. 1.8.....	41
Ec. 1.9.....	43
Ec. 1.10.....	43
Ec. 1.11.....	43
Ec. 1.12.....	44
Ec. 1.13.....	45
Ec. 1.14.....	45
Ec. 1.15.....	45
Ec. 1.16.....	45
Ec. 1.17.....	46
Ec. 1.18.....	47
Ec. 1.19.....	47
Ec. 1.20.....	47
Ec. 1.21.....	48
Ec. 1.22.....	48
Ec. 1.23.....	49
Ec. 2.24.....	60
Ec. 2.25.....	60
Ec. 2.26.....	70
Ec. 2.27.....	71
Ec. 2.28.....	75
Ec. 2.29.....	75
Ec. 2.30.....	79
Ec. 3.31.....	88
Ec. 3.32.....	88
Ec. 3.33.....	88
Ec. 3.34.....	89
Ec. 4.35.....	117
Ec. 4.36.....	117
Ec. 4.37.....	117
Ec. 4.38.....	117
Ec. 4.39.....	117
Ec. 4.40.....	117
Ec. 4.41.....	117

Ec. 4.42	117
Ec. 4.43	118
Ec. 4.44	118
Ec. 4.45	118
Ec. 4.46	126
Ec. 5.47	139
Ec. 6.48	¡Error! Marcador no definido.
Ec. 7.49	187
Ec. 7.50	188
Ec. 7.51	188
Ec. 7.52	188
Ec. 7.53	188

Nomenclatura

α	m ² /s	Difusividad térmica
β		Fuente de calor
ε		Fracción de la energía conducida a la pieza por unidad de área
θ_m	K	Temperatura máxima que alcanza la pieza
μ		Coefficiente de rozamiento
μ_0	J/mm ³	Energía específica que pasa como calor a la pieza
μ_{ch}	J/mm ³	Energía consumida en la formación de viruta
μ_{pl}	J/mm ³	Energía consumida en el labrado
μ_s		Coefficiente de desgaste de la muela
μ_{sl}	J/mm ³	Energía consumida en el deslizamiento
Φ	°	Ángulo de cizallamiento
γ	°	Ángulo de desplazamiento
Ω	mm/s ²	Coefficiente de rectificado
A	%	Porcentaje de <i>wear flat area</i>
a_d	mm	Profundidad de pasada durante el diamantado
a_e	mm	Profundidad de corte real
a_{ee}	mm	Profundidad de corte efectiva
b	mm	Anchura de la pasada de rectificado
b_s	mm	Anchura de la muela
C_d		Número de granos activos por unidad de área
d_e	mm	Diámetro equivalente
d_{ee}	mm	Diámetro equivalente efectivo
d_s	mm	Diámetro de la muela
d_w	mm	Diámetro de la pieza
d_{we}	mm	Diámetro de la pieza efectivo
F_n	N	Fuerza normal
F_t	N	Fuerza tangencial
h_{eq}	mm	Espesor de viruta equivalente
h_{max}	mm	Espesor de viruta máximo
k	W/m·K	Conductividad térmica

l_c	mm	Longitud de contacto entre muela y pieza
M		Tamaño de malla
P	W	Potencia de rectificado
P_c	W	Potencia consumida
Q	mm ³ /s	Caudal de viruta. Material eliminado por unidad de tiempo
q_w		Flujo de calor conducido a la pieza
Q'	mm ³ /mm ³ s	Caudal de viruta específico
R	%	Ratio de calor conducido a la pieza
R_a	μm	Rugosidad aritmética
R_z	μm	Rugosidad media
$R_{máx}$	μm	Rugosidad máxima
s_d	mm/min	Avance del diamantador
t_c	mm	Espesor de viruta en torneado
t_s	s	Tiempo de chispeo
u	J/mm ³	Energía disipada en la zona de rectificado
v_d	mm/min	Velocidad de avance en el diamantado
v_p	m/min	Velocidad de penetración del cabezal de la muela
v_s	m/min	Velocidad periférica de la muela
v_t	m/min	Avance transversal
v_w	mm/min	Velocidad de avance de la pieza
V_b	%	Proporción volumétrica de aglomerante
V_g	%	Proporción volumétrica de granos abrasivos
V_p	%	Proporción volumétrica de poros

Capítulo 1

Introducción, antecedentes y objetivos

1. Introducción, antecedentes y objetivos

1.1 Introducción

El rectificado es un proceso de mecanizado en el cual el arranque de viruta se realiza gracias a la acción, sobre la pieza, de duras partículas o granos abrasivos unidos mediante un aglomerante. Esta unión de granos abrasivos conforma la herramienta de corte utilizada en los procesos de rectificado, denominada muela abrasiva.

Los granos abrasivos tienen minúsculas aristas de corte, agudas y de forma irregular, que arrancan el material de la pieza produciendo virutas muy pequeñas. La velocidad de corte del proceso (>30 m/s) es, generalmente, muy superior a la de otras máquinas herramientas características del mecanizado.

El mecanizado abrasivo se singulariza principalmente por las dos siguientes características:

- Debido a que las aristas de corte son muy pequeñas, pueden actuar simultáneamente una buena cantidad de ellas. Este tipo de operaciones posibilita realizar pasadas muy precisas, permitiendo obtener, de esta manera, unas tolerancias dimensionales, geométricas y acabados superficiales de gran calidad en la pieza.
- Debido a la gran dureza de los granos abrasivos, resulta viable mecanizar sin dificultad superficies duras, tales como materiales cerámicos, materiales de herramienta, aceros tratados térmicamente, etc.

A pesar de las diferencias existentes respecto del resto de procesos de mecanizado, el estudio del proceso de corte en el rectificado se suele simplificar con el objeto de aproximarlos al de los procesos de arranque de viruta por cizallamiento, según se muestra en la Figura 1.1.

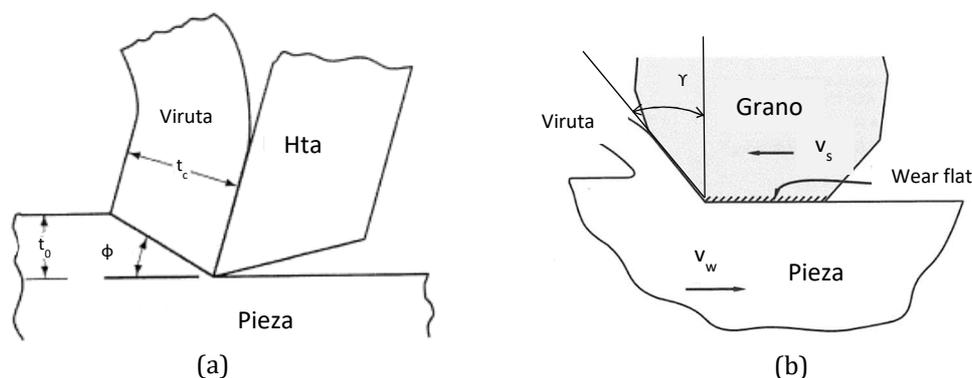


Figura 1.1. Modelos de formación de viruta en: mecanizado (a) y rectificado (b).

La mayor diferencia respecto de los procesos de arranque de viruta por cizallamiento viene dada por la forma irregular de los granos en contacto con la pieza y la aleatoriedad de las distancias entre ellos en la periferia de la muela. El ángulo de desprendimiento (γ) se considera muy negativo en el rectificado respecto del de mecanizado, según se muestra en la Figura 1.1(b).

Las fuerzas de corte en cada grano son inferiores al mecanizado por cizallamiento debido a que la profundidad de corte es mucho menor. Sin embargo, durante la acción de corte se alcanzan temperaturas pico muy elevadas, que dan como resultado la formación de las características chispas propias del rectificado.

En el rectificado, se producen tres tipos de acciones de los granos sobre la superficie de la pieza. Estas acciones conforman las fases de formación de la viruta según se muestra en la Figura 1.2.

- a. Rozamiento: se produce debido al contacto entre grano abrasivo y superficie, aunque no lo suficiente como para arrancar material. Esta fase consume energía.
- b. Labrado: el grano abrasivo penetra en la superficie aunque no lo suficiente como para arrancar el material. La superficie de trabajo se deforma y la energía se consume generando calor sin arranque del material.
- c. Corte: el grano abrasivo penetra lo suficiente como para arrancar el material, generando la correspondiente viruta.

Los fenómenos de rozamiento y labrado se producen también durante la fase de corte, especialmente si en el grano se han desarrollado caras planas (*wear flat area*) como producto del desgaste del grano abrasivo.

La energía específica es más alta en el rectificado debido a que no todos los granos abrasivos se involucran en el corte. Esto es debido a la aleatoriedad de las posiciones y orientaciones de los granos abrasivos en la muela, lo que provoca que algunos granos no se proyecten lo suficiente dentro de la superficie de trabajo como para realizar el corte, dando lugar a rozamiento y labrado [Groover, 2007].

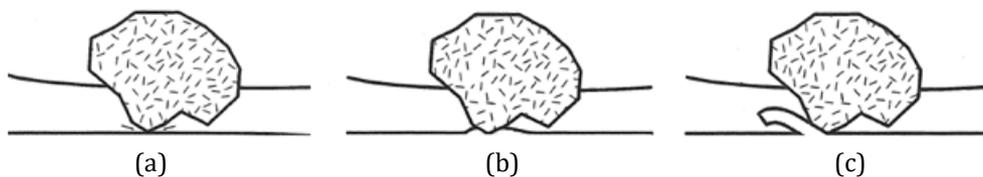


Figura 1.2. Fases de formación de la viruta: (a) rozamiento, (b) labrado y (c) corte [Groover, 2007].

El rectificado se clasifica en diferentes tipos, en función del tipo de máquina rectificadora utilizada:

- Rectificado de superficies: se le denomina al rectificado de piezas planas. Hay dos tipos de máquinas en las que se efectúa esta operación. Se identifican por la posición del eje portamuelas en relación con la mesa que sujeta la pieza, pudiendo ser horizontal o vertical. Cualquiera de los tipos de máquina rectificadora de superficies pueden adaptarse a operaciones repetitivas y, por consiguiente, son de uso general en los trabajos de producción de serie.
- Rectificado cilíndrico: se le denomina al rectificado de los diámetros exteriores o interiores de piezas cilíndricas. Existen dos tipos de rectificado cilíndrico exterior: entre puntos y sin centros.
 - Entre puntos: la pieza está sujeta entre puntos fijos. El movimiento de corte consiste en una rápida rotación de la muela en torno a su eje, con un sentido tal que la velocidad periférica en la zona de contacto con la pieza se dirige hacia abajo. El movimiento de avance periférico pertenece a la pieza y consiste en una rotación en torno a su propio eje. Su sentido tiene que producir una velocidad relativa entre la pieza y la muela igual a la suma de ambas velocidades y simultáneamente debe impedir una acción de arrastre sobre la pieza.
 - Sin centros: la pieza se sujeta por una combinación de regla de apoyo, muela de arrastre y muela de corte. Este tipo de rectificado se emplea mayoritariamente para la producción en serie de piezas idénticas y para trabajos de rectificado que no pueden amarrarse entre puntos.
 - Rectificado de interiores: se le denomina al rectificado de superficies internas o agujeros. El rectificado se produce de dos maneras diferentes. Una es debida a la oscilación del vástago de la muela a través de la longitud o profundidad del agujero (manteniéndose la pieza en posición fija) y otra debida al movimiento giratorio y longitudinal de la pieza sobre la muela (manteniéndose la muela girando y fija en el sentido longitudinal).

Variantes de estos tres tipos de rectificado hacen que existan tipos de rectificado específicos especiales para una aplicación en concreto, tales como el afilado de herramientas, rectificado de roscas, levas, engranes o cigüeñales, etc.

El rectificado es uno de los procesos más complejos y menos conocidos existentes debido, sobre todo, al gran número de variables que intervienen durante el mismo. La Figura 1.3 muestra las variables a considerar en el rectificado. Como se puede observar, cada variable contiene distintos factores que hacen del rectificado uno de los procesos más difíciles de analizar.

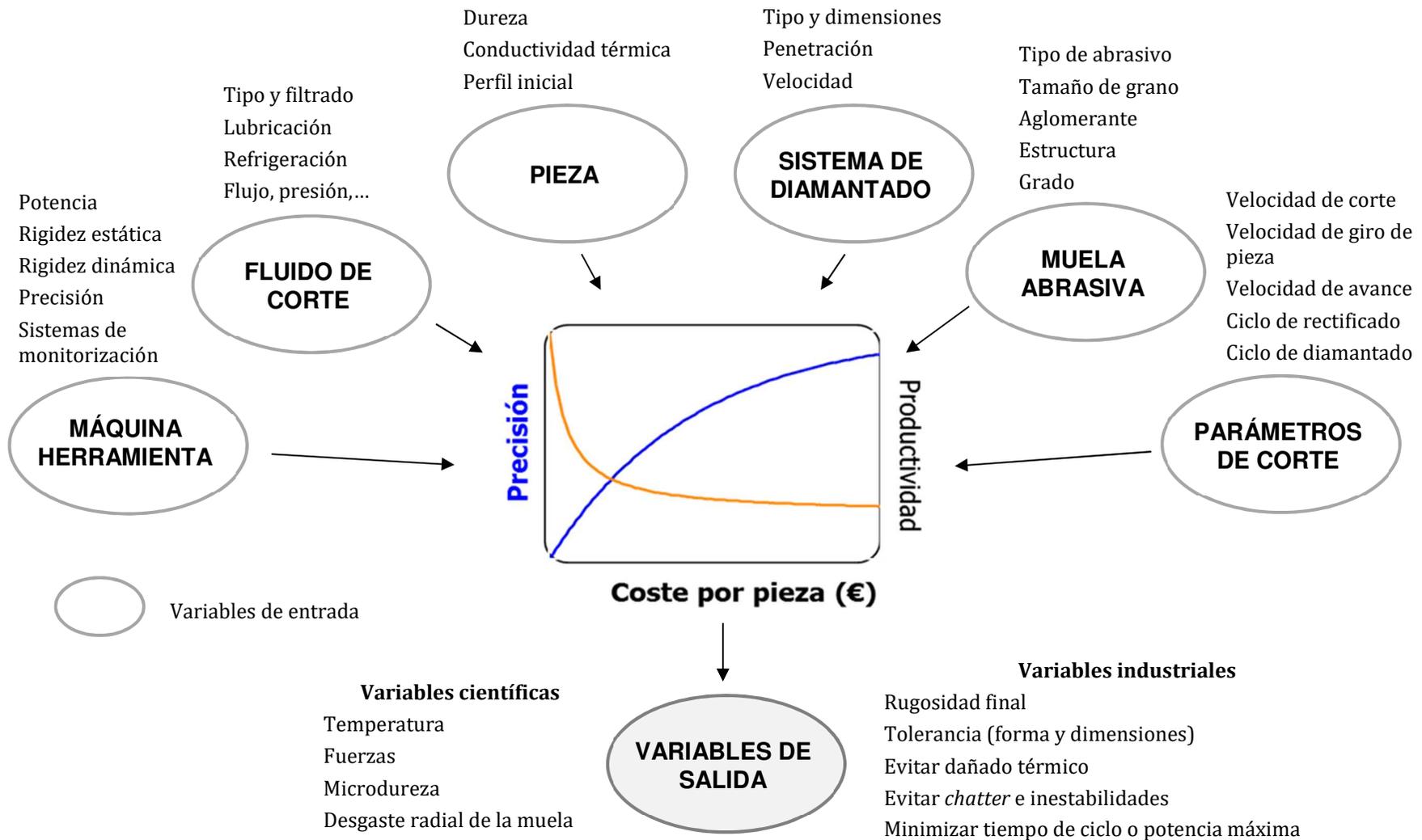


Figura 1.3. Variables del proceso de rectificado

Esta complejidad no ha impedido que autores de referencia [Malkin & Guo, 2008, Marinescu et al., 2007, Rowe, 2009, Shaw, 1996] hayan investigado las diferentes problemáticas originadas por las propias variables del proceso. Sin embargo, y a pesar del gran número de publicaciones existentes en gran parte de las variables del rectificado, se han detectado carencias en el estado del arte sobre el comportamiento de las muelas abrasivas. Ello es debido al carácter aleatorio de la distribución de las aristas de corte en la superficie de la muela, lo que dificulta el estudio del mecanismo de corte de los granos abrasivos. A ello hay que sumarle el efecto cambiante durante su uso en el rectificado provocado por el desgaste de los propios granos abrasivos.

El desgaste de las muelas abrasivas incide en un aumento de la temperatura en la zona de corte. Al alcanzar una determinada temperatura máxima admisible, que es función del material que se está rectificando, se produce un daño en la integridad superficial de la pieza. Este daño afecta de manera tal que empeora la rugosidad obtenida y provoca cambios en la estructura del material y/o la aparición de tensiones residuales sobre la pieza.

Por otra parte, es conocido que una variación de las condiciones de corte (principalmente velocidad de corte, avance o profundidad de pasada) provoca un cambio en el grado o dureza de la muela abrasiva, alterando de manera significativa sus propiedades, lo que aumenta la incertidumbre sobre su comportamiento durante el proceso de corte.

La pérdida de capacidad de corte en las muelas abrasivas se corrige mediante su reafilado, más comúnmente conocido como diamantado. El diamantado consiste en cilindrar la muela abrasiva con el objeto de desprender los granos abrasivos desgastados. Esta operación supone una reducción radial de la muela, permitiendo la aparición de una nueva capa de granos abrasivos afilados. La determinación del ciclo de diamantado (tiempo entre diamantados de la muela) y la reducción radial provocada en la muela dan información relativa a la productividad del proceso y su coste.

La priorización en la obtención de los requisitos finales sobre la pieza hace que la productividad del proceso pase normalmente a un segundo plano. Prueba de ello es la realización de un exceso de diamantados en muchas empresas para asegurar una rugosidad en cuestión. Ello provoca un aumento del coste del proceso que disminuye los márgenes de beneficio de dichas empresas

Sin embargo, la aparición de nuevos procesos y el desarrollo de otros ya existentes, donde se están mejorando las características obtenidas sobre la pieza, se presentan como alternativas al proceso de rectificado. Es por ello por lo que, en las últimas décadas, se han comenzado a considerar de manera significativa aspectos tales como el aumento de productividad, optimización del comportamiento de las muelas abrasivas, disminución de costes, etc., tan comunes hasta la fecha en otros tipos de procesos.

Actualmente, en el ámbito de la industria del rectificado, la selección de muela abrasiva para una pieza en concreto se realiza en base a la experiencia adquirida previamente por los actores intervinientes en el proceso. Además, en la mayor parte de las aplicaciones a rectificar se pueden obtener los requisitos demandados sobre la pieza utilizando diferentes muelas abrasivas. Evidentemente, utilizar diferentes muelas, con sus correspondientes condiciones de trabajo, incide en la productividad y coste del proceso.

Ser capaz de seleccionar la muela abrasiva que mayor rendimiento proporcione al rectificado de una pieza en cuestión, considerando aspectos tecnológicos y económicos, de una manera sistemática permitiría aumentar la productividad del proceso. Asimismo, optimizar las condiciones de trabajo de la muela, anticipándose a su desgaste excesivo y determinando la duración de su vida útil entre diamantados permitiría comparar el coste de utilizar diferentes muelas.

La realización de esta tesis se enmarca dentro de las investigaciones realizadas en torno al rectificado por el grupo de procesos abrasivos de la línea de Mecanizado de Alto Rendimiento de la Escuela Politécnica Superior de Mondragon Unibertsitatea. Hasta el momento se han presentado cinco tesis doctorales por el grupo relacionadas con el rectificado, basadas principalmente en la optimización de la puesta a punto del rectificado sin centros y en la implementación de un control adaptativo en la máquina que asegure que la pieza obtiene la rugosidad deseada y esté libre de daño térmico. La presente tesis es continuación de los trabajos previos realizados por el grupo, por lo que recibe parte del conocimiento generado anteriormente, principalmente el relativo al desgaste de granos abrasivos y modelos predictivos de daño térmico [Madariaga, 2009, Puerto, 2013].

El equipamiento experimental con el que cuenta el grupo de procesos abrasivos facilita la posibilidad de realizar aportaciones al estado del arte en el campo de selección y optimización del comportamiento de muelas abrasivas.

Además de los medios humanos y tecnológicos a disposición del grupo de procesos abrasivos, esta tesis ha contado con el apoyo del personal técnico y material de Abrasivos Unesa S.L. y de Industria de Turbo Propulsores (Grupo ITP), en base a la colaboración realizada para el desarrollo de diversos proyectos de investigación.

1.2 Estado del arte

En este apartado se analiza la bibliografía existente en las áreas de estudio y aplicación de la presente tesis doctoral. La investigación desarrollada se centra en las muelas abrasivas convencionales, aunque se han estudiado ciertos trabajos desarrollados en el rectificado con muelas superabrasivas debido a su posible aplicación en muelas convencionales. De esta manera el análisis crítico del estado del arte permitirá identificar las carencias existentes en relación al rendimiento y selección de muela abrasiva convencional.

El estado del arte se ha estructurado en diferentes apartados que permitirán, posteriormente, realizar una definición clara y concisa de los objetivos de la tesis (véase el Apartado 1.4).

El primer apartado consiste en un extenso estudio sobre las características de una muela abrasiva convencional.

A continuación, se procede a describir los mecanismos de desgaste que sufren las muelas, lo que incide en su rendimiento. En este apartado se ha incluido un subapartado con el estudio de ciertas variables cuya determinación está directa o indirectamente relacionada con el estado de la muela y que serán de inestimable ayuda en el desarrollo del Capítulo 6.

El tercer apartado trata sobre la problemática existente en la integridad superficial de la pieza, la cual está directamente ligada al desgaste y rendimiento de las muelas abrasivas.

Por último, se ha realizado un estudio bibliográfico con el objeto de conocer los diferentes procedimientos existentes para la selección de una muela abrasiva en función de la aplicación a rectificar y para la determinación de sus condiciones de trabajo.

1.2.1 Muelas abrasivas

Las muelas abrasivas se pueden clasificar en dos grupos, según la funcionalidad exigida y el tipo de aplicación a rectificar (véase la Tabla 1.1):

- Convencionales: pierden su dureza a elevadas temperaturas, desgastándose más fácilmente.
- Superabrasivos: son capaces de mantener su dureza a elevadas temperaturas, lo cual permite emplearlos a mayores velocidades.

La elección de tipo de abrasivo realizada está muy relacionada con el coste de los materiales. Las muelas fabricadas con superabrasivos son, típicamente, de 10 a 100 veces más caras que las fabricadas con abrasivos convencionales.

Tabla 1.1. Tipos de abrasivos convencionales y superabrasivos

Convencionales	Superabrasivos
Óxido de aluminio (alúmina o corindón)	cBN
Oxido de aluminio cerámico (SG)	Diamante
Carburo de silicio	
Zirconia	

Una muela abrasiva está compuesta por granos abrasivos muy duros que permanecen unidos mediante un aglomerante. Los granos representan numerosos filos de geometría no definida que actúan a una elevada velocidad sobre la pieza, arrancando minúsculas partículas de material. Las propiedades de la muela dependen del tipo de grano abrasivo, tamaño de grano, tipo de aglomerante, grado, estructura y aglomerante utilizado.

Cada una de estas características incide de manera directa en la productividad, integridad superficial y precisión obtenida en el rectificado. La composición de una muela consta principalmente de los siguientes tres parámetros, tal y como se muestra en la Figura 1.4.

- Abrasivos: son los elementos cortantes o activos de la muela, puesto que son los que producen el corte del material. El principal requerimiento de los abrasivos es que tienen que ser más duros que el material a mecanizar.
- Aglomerante: es el compuesto que une los granos abrasivos. Los aglomerantes más utilizados son los vitrificados o cerámicos, resinoide, caucho vulcanizado, silicatos, magnesita, goma-laca y metálicos.
- Porosidad: es el espacio que queda entre el aglomerante y los granos abrasivos. La porosidad tiene como objetivo principal facilitar la evacuación de la viruta y la correcta refrigeración.

En cuanto a la designación de las muelas se consideran dos codificaciones diferentes en función de si se trata de muelas abrasivas convencionales o muelas superabrasivos. El sistema de codificación normalizado de una muela abrasiva convencional está definido por la American National Standards Institute (ANSI) mediante la norma B74.13 [ANSI Standard B74.13, 1977].

Las muelas abrasivas convencionales son designadas según el sistema de codificación que se muestra en la Figura 1.5. Se basa en la definición de los siguientes parámetros: tipo de abrasivo, tamaño de grano, dureza, estructura y aglomerante.

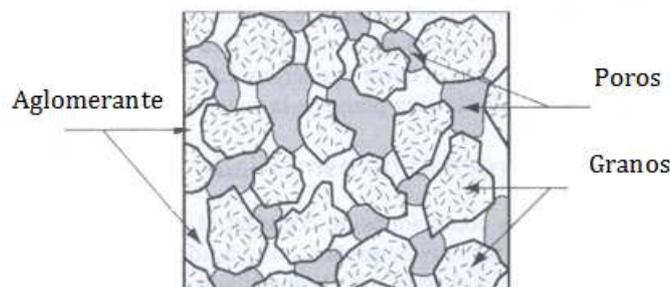


Figura 1.4. Composición de una muela abrasiva [Groover, 2007].

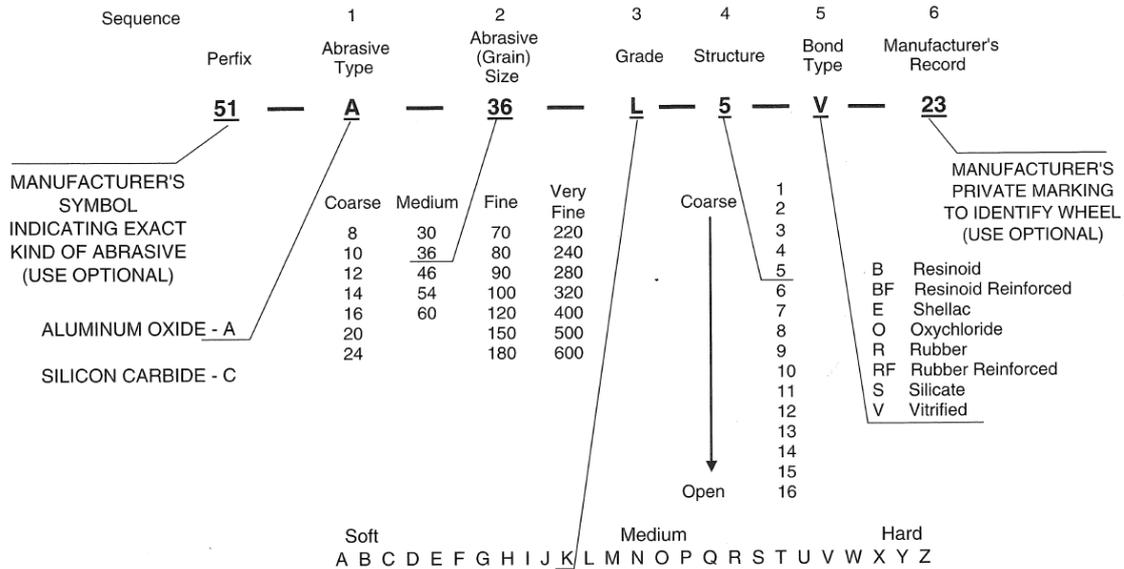


Figura 1.5. Sistema de identificación de una muela convencional definido por la norma ANSI B74.13 [Malkin & Guo, 2008]

1.2.1.1 Granos abrasivos

El grano abrasivo es el elemento de mayor importancia en la muela debido a que es el componente que produce el corte del material. Con este objeto, es necesario que el grano abrasivo tenga mayor dureza que la pieza en el punto de contacto, lo que significa que el abrasivo tiene que ser más duro que el material a cortar a la temperatura a la que se produce la interacción. Puede ocurrir que en un instante muy corto de tiempo la temperatura suba hasta tal punto que el grano pierda su dureza. Las principales propiedades que tiene que tener un grano abrasivo son las siguientes [Krar, 1995]:

- Dureza: el grano penetra en el material con mayor facilidad cuanto mayor sea su dureza respecto de la de la pieza. Es por ello por lo que sus durezas relativas se indican en escala Mohs (D), por su capacidad de rayar uno al otro. También es utilizada la escala Knoop (K), la cual establece una medida objetiva de dureza por la resistencia a la penetración de un punzón de diamante piramidal lapidado con precisión, bajo una carga preestablecida de 100 gramos [Boticcini, 2007].
- Friabilidad: índice que mide la facilidad con la que los granos abrasivos se fracturan. La friabilidad de los abrasivos convencionales es evaluada mediante diferentes métodos de trituración [ANSI Standard B74.8, 1987, Cadwell & Duwell, 1960] o ensayos de impacto de un único golpe [Brecker et al., 1973].
- Resistencia al desgaste por abrasión: cuanto mayor sea esta resistencia, el grano mantiene la forma original durante más tiempo.
- Resistencia al impacto: tenacidad del grano abrasivo.
- Resistencia a la compresión: máxima tensión a compresión que los granos pueden soportar antes de su rotura.

- Conductividad térmica: capacidad del grano para disipar el calor generado en su superficie de desprendimiento. Una gran conductividad otorga una gran estabilidad térmica al grano.

En el rectificado se consideran principalmente dos tipos de abrasivos: los óxidos de aluminio (alúmina) y los carburos de silicio. Ello no es óbice para que se utilicen otros abrasivos convencionales, tales como el zirconio, el cuál se utiliza mezclado, en gran medida, con alúmina.

1.2.1.1.1 Óxido de aluminio

Los abrasivos de óxido de aluminio, también denominados alúmina o corindón, son utilizados en la mayor parte de las muelas convencionales que se fabrican. Una de las grandes ventajas que tiene este abrasivo es que no reacciona con materiales metálicos, de modo que se puede emplear para mecanizar numerosos aceros. También hay que destacar que la resistencia a la compresión de la alúmina es cinco veces mayor que el carburo de silicio [Beristain, 2007]. La materia prima más común para la fabricación de la alúmina es la bauxita. Dependiendo de la fuente, contiene de 85 a 90% de alúmina, de 2 a 5% de TiO₂ y alrededor de 10% de óxidos de hierro, silicio y óxidos básicos [Marinescu et al., 2007]

La alúmina se fabrica en varias calidades, las cuáles se clasifican en función de la cantidad de impurezas restantes o por la adición de otros ingredientes. Generalmente, la dureza y fragilidad de los abrasivos de alúmina aumentan en función del grado de pureza de la misma. Los tipos más comunes de óxido de alúmina son:

- SG o cerámica: es uno de los mayores desarrollos recientes en la tecnología de los abrasivos. Cubre el hueco que existía entre las características de los abrasivos convencionales y los superabrasivos. Las alúminas cerámicas o SG están fabricadas mediante el proceso Sol-Gel. Los granos SG son de estructura microcristalina y cuando se embotan, algunos de esos microcristales se desprenden, quedando expuestas al exterior otros filos nuevos. Las principales propiedades de los abrasivos SG son la mayor dureza respecto del resto de alúminas, una microestructura uniforme que proporciona un filo consistente y que las fracturas que se producen en el grano son del tamaño de la micra. De este modo, la muela mantiene su forma intacta [Krar, 1995].
- Alúmina modificada: no se observan facetas planas afiladas al fracturarse, tal y como aparecen en los monocristales [Malkin & Guo, 2008]. Se trata de la más friable y dura de entre todas las alúminas, exceptuando la alúmina SG.
- Blanca: presenta facetas planas afiladas al fracturarse. Rosa, rosado y rubí son variaciones del óxido de alúmina blanco que son obtenidas debido a la adición de cromo durante el proceso de fusión.
- Monocristalina: se caracteriza por la formación de facetas planas que pueden actuar como puntas de corte afiladas [Malkin & Guo, 2008].
- Semifriable: similar a la alúmina regular aunque con un porcentaje menor de impurezas, contiene alrededor de un 96-97% de alúmina pura. Es más friable que la regular por lo que genera menos calor en el corte.

- Regular o marrón: se trata de un abrasivo que destaca por su tenacidad, y que contiene alrededor de un 94,5% de óxido de alúmina.
- Alúmina-zirconia: se añade zirconia a la alúmina con el fin de refinar la estructura del grano y producir un abrasivo más resistente. El abrasivo resultante presenta unos granos abrasivos finos [Marinescu et al., 2007], extremadamente resistentes, lo que conlleva una excelente duración en aplicaciones de gran eliminación de material.
- Sinterizada: las impurezas de bauxita añadidas durante su fabricación actúan como agentes sintetizadores, provocando un tamaño de cristal muy fino y extremadamente resistente. El abrasivo final generalmente tiene los filos redondeados sin esquinas afiladas.

La Tabla 1.2 resume las propiedades más importantes para algunos de los tipos de abrasivo analizados en el estudio bibliográfico y que se han especificado a lo largo de este apartado.

Tabla 1.2. Resumen de los tipos de alúmina con sus correspondientes características.

Tipo de alúmina	Subtipos	Friabilidad	Dureza Knoop	Densidad (g/cm ³)	Resistencia al impacto	Propiedades
Cerámica (SG)	5SG y SG	-	-	-	-	Estructura microcristalina, al embotarse las pequeñas partículas se desprenden y se exponen unas nuevas. Prestaciones entre alúminas y superabrasivos en determinadas aplicaciones.
	3SG y 5SG	-	2150 (2)	-	-	
	1SG y 3SG	-	-	-	-	
Modificada		65 (1)	2260 (1)	-	-	Se le añaden pequeñas cantidades de óxidos de metal solubles que aumentan su dureza y resistencia. La de mayor friabilidad entre las alúminas.
Blanca	Rosa	56,6 (1)	2120 (1)	1,35-1,73 (3)	Baja (3)	Se utiliza principalmente para la fabricación de tamaños de grano pequeños. Presenta facetas planas al fracturarse.
	Rosado	-	-	-	-	
	Rubí	-	-	-	-	
Monocristalina		47,7 (1)	2280 (1)	1,49-1,97 (4)	-	Tiene adición de sulfuros de hierro y componentes alcalinos para extraer los óxidos de titanio. Sus facetas planas actúan como puntas de corte afiladas.
Semifriable		-	-	-	-	Contiene menos impurezas que la alúmina regular. Son más friables que los regulares.
Regular	Regular µcristalina	35,6 (1)	2040 (1)	1,53-1,96 (3)	Alta (3)	Uno de los más resistentes. Es el abrasivo que generalmente se utiliza. Contiene alrededor de 2,7% de TiO ₂ (fase blanda).
		10,9 (1)	1950 (1)	-	-	
Alúmina-Zirconia	10% Zirc.	10,9 (1)	1960 (1)	-	-	La zirconia es añadida para refinar la estructura del grano y frenar las grietas.
	25% Zirc.	-	-	-	-	
	40% Zirc.	7,9 (1)	1460 (1)	-	-	
Sinterizada		6,5 (1)	1370 (1)	-	-	Tamaño de grano muy fino y resistente. Tiene los filos redondeados sin esquinas afiladas.

(1) [Malkin & Guo, 2008]

(3) [Treibacher Schleifmittel, 1996]

(2) [Krar, 1995]

(4) [Saint-Gobain Ceramic Abrasives, 2008]

1.2.1.1.2 Carburo de silicio

Los abrasivos de carburo de silicio son generalmente más duros que las alúminas y tienen un índice de friabilidad parecido a los tipos de alúmina más duros.

Este abrasivo tiene el gran inconveniente de que reacciona con las aleaciones de hierro, debido a que el carbono del carburo de silicio difunde en la pieza a altas temperaturas, impidiendo, de esta manera, su uso en este tipo de materiales.

Existen dos tipos de carburo de silicio conocidos: regular o negro y verde. El grado de pureza del silicio determina el color del abrasivo, así como su dureza. Se muestra en la Tabla 1.3 un resumen determinando las principales propiedades y aplicaciones de los dos tipos de carburos de silicio. La dureza se mide en la escala de Knoop (HK).

1.2.1.2 Tamaño de grano

Los granos abrasivos se obtienen de grandes bloques triturados, clasificándose a continuación según el tamaño de grano obtenido (véase la Figura 1.6). Los granos obtenidos van pasando a través de una pantalla con un determinado número de mallas por pulgada lineal. El tamaño de grano se determina por el número de aberturas por pulgada lineal que tiene la última pantalla por la que las partículas abrasivas pasan. Según la norma DIN ISO 525 el tamaño de grano se define numéricamente desde 8 hasta 600, siendo 8 el grano más basto o el de mayor tamaño y el de 600 el más fino.

Tabla 1.3. Características de los tipos de carburo de silicio

Tipos	Subtipos	Friabilidad	HK (kg/mm ²)	Propiedades
Negro	Regular especial Heavy-duty Especial	57,2 ⁽¹⁾	2680 ⁽¹⁾	Pureza: 97%. Se trata con silicona para mejorar la adherencia entre el grano y la resina y para proteger la muela contra el deterioro por los fluidos.
Verde		62,5 ⁽¹⁾	2840 ⁽¹⁾	Pureza: 99%. Mayor friabilidad y dureza.

⁽¹⁾ [Malkin & Guo, 2008]

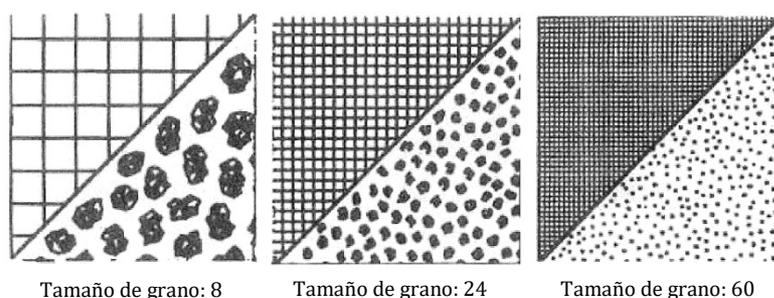


Figura 1.6. Mallas que definen diferentes tamaños de grano [Krar, 1995].

Tabla 1.4. Grados de una muela abrasiva.

Muy blandos	Blandos	Medios	Intermedios	Duros	Muy duros
F,G,H	I,J,K	L,M,N	O,P	Q,R,S	T,U,X,Z

1.2.1.3 Grado o dureza

El grado o dureza de una muela indica la fuerza con la que el aglomerante sujeta las partículas abrasivas, es decir, la resistencia que opone el aglomerante al desprendimiento de los granos.

La dureza refleja una propiedad mecánica que puede incrementarse mediante [Boticcini, 2007]:

- Mayor proporción de aglomerante.
- Mayor compactación, logrando una mayor densidad.

Se clasifica en una escala que va desde la letra A (muela más blanda) hasta la Z (muela más dura). Una muela se define como blanda cuando sus granos se separan fácilmente del aglomerante durante el proceso de corte, considerándose como muela dura el caso contrario. En la Tabla 1.4 se clasifican las muelas en función de la fuerza de adhesión de los granos.

La dureza de una muela depende de la cantidad y tipo de aglomerante utilizado, la estructura de la muela, el tipo de grano abrasivo y la tecnología de fabricación de la muela abrasiva.

1.2.1.4 Estructura

La estructura de la muela se refiere al espaciado relativo entre los granos abrasivos. Además de los granos abrasivos y el aglomerante, las muelas abrasivas contienen huecos de aire o poros (véase la Figura 1.4) [Groover, 2007]. Las proporciones volumétricas de los granos abrasivos (V_g), aglomerante (V_b) y los poros (V_p) pueden expresarse de la siguiente manera [Malkin & Guo, 2008]:

$$V_g(\%) + V_b(\%) + V_p(\%) = 100\% \quad \text{Ec. 1.1}$$

Se considera una estructura muy compacta o cerrada aquella que tiene los poros muy pequeños y los granos muy cercanos entre sí. Por el contrario, una estructura abierta significa que los granos están más separados, lo que conlleva que los poros sean de mayor tamaño. La estructura de una muela puede ser controlada por la presión con la que se realiza el moldeo durante el proceso de fabricación. Además, en la elaboración se pueden crear porosidades inducidas como consecuencia de la adición de cristales. Estos cristales se evaporan durante el proceso de fusión, dejando pequeñas cavidades en el interior de la muela.

Como datos orientativos se establecen los siguientes criterios para determinar la estructura de una muela abrasiva, según se muestra en la Tabla 1.5. La clasificación de las diferentes estructuras de la muela varía desde 1 (denso) a 15 (abierto). Aunque pueda parecer que se trata de una amplia gama, en realidad es una variación relativamente pequeña entre las diferentes estructuras.

1.2.1.5 Relación entre grado y estructura

La Ec. 1.1 se puede representar con la ayuda de un diagrama de fases ternario (véase la Figura 1.7), donde los ejes representan el porcentaje de granos, aglomerante y poros. Se observa que, para un grado concreto, el rango de volúmenes mencionados anteriormente está limitado, lo que sirve de referencia para la fabricación de las muelas abrasivas.

Por ejemplo, si se observa el iso-grado de K, el rango de volumen de grano está entre el 38% y el 57% de la muela, el del aglomerante entre el 5% y el 17% y, por último, el volumen de poros se sitúa entre 38% y 43%. De esta manera se explica que para un mismo grado se puedan fabricar estructuras más abiertas o cerradas. Para el caso de la fabricación de una muela más cerrada que otra, aunque se identifiquen con la misma estructura, el volumen de aglomerante deberá disminuir significativamente. El volumen de poros también decrecerá aunque en menor medida. .

Tabla 1.5. Criterio de clasificación de la estructura.

Estructura	Porcentaje de granos abrasivos
Cerrada	54-60
Media	46-52
Abierta	38-44

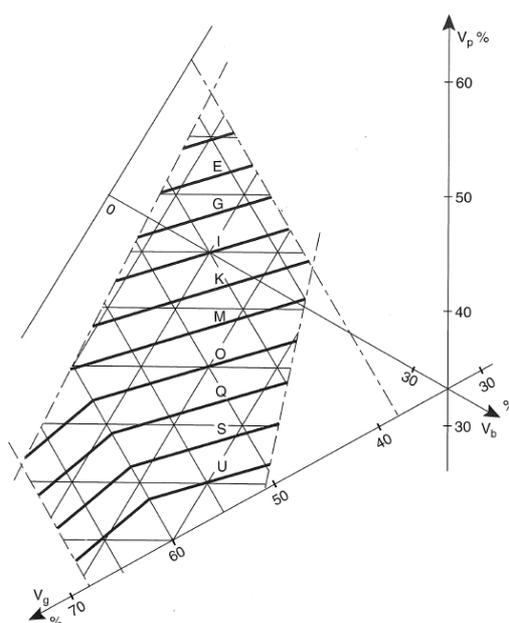


Figura 1.7. Relación del grado de la muela con el porcentaje de grano, aglomerante y porosidad [Malkin & Guo, 2008].

Dado un grado y un porcentaje de granos y con la ayuda del diagrama, se pueden obtener los porcentajes exactos de porosidad y de aglomerante. En una muela, no se puede escoger una muela cerrada con un grado muy blando porque los porcentajes de grano, aglomerante y poros son incompatibles.

1.2.1.6 Aglomerante

El aglomerante es el elemento utilizado para unir los granos abrasivos. La cantidad y el tipo de aglomerante utilizado en la fabricación de la muela determinan la dureza, resistencia y estructura de la muela.

En general, el aglomerante debe ser lo suficientemente fuerte como para resistir las fuerzas de rectificado, temperaturas y fuerzas centrífugas sin que se desintegre, además de resistir los ataques químicos de los fluidos de corte. Otros de los requisitos demandados al aglomerante son el de proporcionar una determinada rigidez a la muela y el de retener los granos abrasivos durante el corte, hasta que el desgaste de estos aconseje que se desprendan de la muela.

En las muelas abrasivas consideradas como estándares se emplean aglomerantes vitrificados, resinoides, caucho, shellac, silicato y oxiclورو. De todos ellos, los aglomerantes vitrificados, resinoides y de caucho son los más comunes, siendo utilizados en casi la totalidad de muelas fabricadas.

Los aglomerantes vitrificados, también conocidos como cerámicos, son utilizados en cerca del 50% de las muelas fabricadas y se designan con la letra V. Este aglomerante está fabricado de arcilla o feldespatos, fusionándose a altas temperaturas para formar un material parecido al cristal. Durante el proceso de calentamiento, el feldespato se derrite y rodea cada grano adyacente, uniéndose a estos. Una vez se enfría la muela, cada grano está rodeado por un material fuerte y duro parecido al cristal, lo que le da a la muela una alta resistencia y rigidez, además de una gran fragilidad, lo que provoca que sean muy sensibles al choque y las presiones de corte [Krar, 1995].

Una de las ventajas más importantes del aglomerante vitrificado es que se puede utilizar con cualquier tipo de refrigerante o lubricante, debido a que no reaccionan químicamente con los tipos de fluidos utilizados normalmente en el rectificado [Krar, 1995, Malkin & Guo, 2008]. Históricamente, el uso de las muelas vitrificadas ha estado limitado a velocidades periféricas de unos 30 m/s, aunque con los métodos para reforzar las muelas aplicados hoy en día es posible utilizar estas muelas a velocidades periféricas de hasta 80-90 m/s [Malkin & Guo, 2008]. La diferencia existente en la estabilidad del grano provoca que los aglomerantes vitrificados utilizados con alúmina o carburos de silicio sean muy diferentes entre sí. Debido a que el aglomerante vitrificado de vidrio (obtenido por fusión) utilizado en las muelas de alúmina tiene un efecto perjudicial sobre el grano del carburo de silicio, en la fabricación de las muelas con este abrasivo, se utilizan los aglomerantes vitrificados de tipo porcelana (obtenido por sinterizado).

En cuanto al aglomerante resinoides, designado con la letra B, constituye alrededor de un tercio de las muelas que se fabrican en la actualidad. Estas muelas se producen mediante la mezcla de granos abrasivos con resinas fenólicas termoestables y plastificantes, se moldea la forma y por último se calienta a 150-200°C. La dureza del aglomerante puede modificarse variando la cantidad de plastificante utilizado y mediante la adición de rellenos. Se caracterizan por la elevada fuerza de cohesión entre los granos y por su elasticidad

[Beristain, 2007, Pelaez, 1993]. Debido a estas dos propiedades, las muelas de resinoide son muy apropiadas para operaciones agresivas y para operaciones de superacabado. Según Gardner-Abrasives [Beristain, 2007], en este tipo de aglomerante hay que destacar la elevada micro-porosidad que se logra en la muela, motivo por el cual tiene un comportamiento similar al de las esponjas. Este comportamiento provoca que el fluido refrigerante se introduzca en la muela, consiguiendo de esta manera que el refrigerante llegue al punto de corte.

En lo referente a las muelas de caucho, estas pueden ser de caucho vulcanizado natural o sintético, muy similar al utilizado en los neumáticos. En el mercado de las muelas se designan con la letra R y son fabricadas vulcanizando la mezcla del grano abrasivo, caucho crudo y azufre. Entre las características principales de este aglomerante destacan su resistencia, flexibilidad y capacidad para resistir golpes. Las muelas de caucho tienen una elevada capacidad de arrastre debido a su elevado coeficiente de fricción. Por este motivo se acostumbra a emplearlas en las muelas reguladoras características del rectificado sin centros. Además, se emplea en la fabricación de muelas de décimas de mm de anchura, típicamente utilizadas en la operación de tronzado, así como en muelas abrasivas para operaciones específicas de superacabado. En la Tabla 1.6 se resumen las ventajas e inconvenientes de cada uno de los aglomerantes analizados.

Tabla 1.6. Ventajas e inconvenientes de los diferentes aglomerantes.

Aglomerante	Ventajas	Inconvenientes
Vitrificado	Inerte a las soluciones alcalinas. ^(1, 4) Tienen una gran rigidez.	Velocidades periféricas más bajas. Son muy densas, por tanto mayor inercia. Más frágiles que los resinoides.
Resinoide	Se caracterizan por su elevada fuerza de cohesión entre granos y su elasticidad. Velocidades periféricas mayores que los vitrificados. Elevada micro-porosidad, fluido en el punto de corte. ⁽³⁾ Se utilizan para operaciones de desbaste y superacabados.	Vulnerables ante las soluciones alcalinas. ⁽¹⁾ No se pueden emplear a temperaturas superiores a 300°C. ⁽²⁾ Menor rigidez que las vitrificadas.
Caucho	Elevada capacidad de arrastre debido a su elevado coeficiente de fricción. Tiene una gran elasticidad lo que permite utilizarlas tanto en operaciones de desbaste como de acabado. Mediante este aglomerante se pueden conseguir muelas de décimas de anchura.	A 150 °C el caucho se quema. ⁽²⁾ Son atacadas por los aceites de corte.

⁽¹⁾ [Malkin & Guo, 2008]

⁽³⁾ [Beristain, 2007]

⁽²⁾ [Pelaez, 1993]

⁽⁴⁾ [Krar, 1995]

1.2.2 Desgaste de las muelas abrasivas

La elevada temperatura generada en el punto de contacto entre pieza y muela, unido a las elevadas presiones ejercidas en ese punto, facilita la aparición del desgaste en los granos abrasivos. Este hecho afecta al estado en el que se encuentra la muela abrasiva durante el rectificado e incide directamente sobre las características a obtener sobre la pieza. La evolución del desgaste provoca una variación en la rugosidad obtenida, el progresivo calentamiento de la pieza y la imposibilidad de garantizar la obtención de las tolerancias prescritas. La cuantificación del desgaste en una muela abrasiva se sitúa en una escala micrométrica, lo que dificulta, tanto su medición precisa como la determinación del mecanismo de desgaste del que se trata.

1.2.2.1 Mecanismos de desgaste

Existen tres principales mecanismos de desgaste [Malkin & Guo, 2008] de la muela tal y como se muestra en la Figura 1.8:

- a. Desgaste por rozamiento o atrición: el desgaste es producido por el aplanado de los granos abrasivos, con el consecuente crecimiento de las facetas planas (*wear flat area*) y la aparición de filos redondeados. Este tipo de desgaste es análogo al desgaste de una herramienta de corte convencional. Se debe a mecanismos físicos similares, tales como la fricción y difusión existentes entre los granos abrasivos y el material de la pieza. También es debido a las reacciones químicas que se originan entre el material abrasivo y el de la pieza en presencia de temperaturas muy altas.
- b. Fractura de grano: es el producido por la fractura de fragmentos de abrasivo. Esta fractura provoca la aparición de una nueva arista de corte, lo que permite el autoafilado del grano. La tendencia del grano a fracturarse se denomina fragilidad o friabilidad, tal y como se ha comentado previamente (véase el Apartado 1.2.1.1). Una alta friabilidad significa que los granos se fracturan más rápidamente debido a la acción de las fuerzas de corte sobre dichos granos.
- c. Fractura del aglomerante: consiste en el autoafilado de la muela debido al desprendimiento de granos abrasivos de la muela, lo que provoca la aparición de una nueva capa de granos afilados. Este mecanismo depende del grado de la muela, entre otros factores.

Este último mecanismo de desgaste provoca una pérdida de forma del perfil de la muela, siendo esta totalmente aleatoria e incontrolada, lo que produce un efecto directo sobre la precisión dimensional a obtener en la pieza. Este efecto se acentúa en las muelas blandas.

Por el contrario, en muelas de gran dureza, donde es difícil el desprendimiento de granos, el rectificar con granos lisos aumenta el riesgo de aparición de daño térmico en la pieza, lo que provoca el tener que diamantar la muela antes de producirse este fenómeno. De esta manera, se inicia de nuevo el ciclo de desgaste de la muela desde su primera fase.

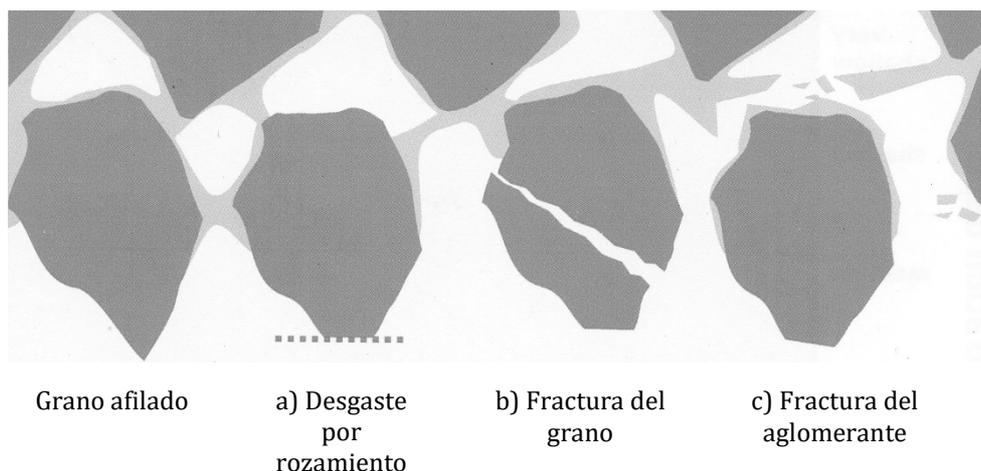


Figura 1.8. Mecanismos de desgaste del grano abrasivo [Badger, 2010].

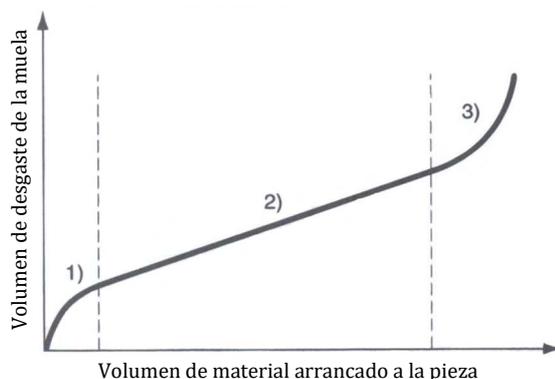


Figura 1.9. Curva de desgaste de una muela rectificadora.

Diversos autores identifican diferentes comportamientos en el desgaste de la muela en función del volumen de material de la pieza arrancado [Fielding & Vickerstaff, 1986, Groover, 2007, Malkin & Guo, 2008]. Se identifican tres regiones donde el desgaste de la muela se comporta de manera diferente, según se muestra en la Figura 1.9.

En la primera región (1) se produce un desgaste no lineal justamente posterior a realizar el diamantado de la muela. En este instante se dispone de granos agudos y el desgaste se produce debido a la fractura de estos granos.

En la segunda región (2), la velocidad de desgaste es bastante constante, provocando una relación lineal entre el volumen de desgaste de la muela y el volumen de material arrancado. El principal mecanismo de desgaste de esta región es el desgaste por rozamiento, combinándose con un menor porcentaje de desgaste por fractura del grano y del aglomerante.

Por último, en la tercera región (3) los granos se vuelven lisos y las magnitudes de la presión y rozamiento se incrementan en relación con el corte. Además, algunas virutas se quedan atrapadas en los poros de la muela, provocando el embotamiento de la misma. Dicho efecto

impide la acción de corte y conduce a un mayor calentamiento de las temperaturas superficiales de trabajo. Como consecuencia, la eficiencia del rectificado decrece y el volumen de desgaste de la muela aumenta en relación con el volumen de material arrancado.

Existen diversas consideraciones en bibliografía respecto del desgaste de las muelas. Williams considera que entre el 50 y el 80% del desgaste de la muela es debido a la fractura del aglomerante, un 5% es debido al desgaste por rozamiento, estando el resto ligado al desgaste por fractura de grano [Williams, 1993]. A pesar de que el desgaste por rozamiento es relativamente pequeño, incide directamente sobre las fuerzas de corte.

Por otro lado, Midha considera que el desgaste por fractura del aglomerante se produce principalmente durante el diamantado de la muela. En cuanto a la fractura del grano, depende tanto de su resistencia como de la fuerza de corte a la que es sometido dicho grano [Midha et al., 1991].

1.2.2.2 Ratio G

La relación de rectificado es un término utilizado para determinar la pendiente de la región (2) en la curva de desgaste de una muela abrasiva (véase la Figura 1.9). De forma específica, dicha relación de rectificado es la siguiente:

$$G = \frac{V_w}{V_s} \quad \text{Ec. 1.2}$$

Dónde: V_w = Volumen de material arrancado de la pieza.

V_s = Volumen de desgaste de la muela.

Esta relación, denominada ratio G , es una de las medidas ampliamente aceptada en la industria del rectificado y muestra la capacidad de rectificado de la muela abrasiva bajo unas condiciones de proceso concretas. También se trata del parámetro más utilizado a la hora de evaluar la resistencia de la muela al desgaste. El ratio G es adimensional y abarca un gran rango de valores. Valores típicos del ratio G fluctúan cerca de 5 órdenes de magnitud menos que la relación análoga en mecanizado convencional [Bacher & Merchant, 1958]. En el rectificado convencional, el ratio G varía entre 2 y 200 típicamente, considerándose los valores bajos en el caso de muelas blandas y los valores más altos para muelas duras.

El ratio de desgaste de la muela abrasiva incide directamente tanto en las características obtenidas sobre la pieza como en la productividad y coste del proceso de rectificado. También incide en el incremento de fuerzas, *chatter*, acabado superficial, daño térmico, consumo de muelas y reducción del ciclo de diamantado. Un desgaste excesivo de la muela da como resultado un empeoramiento de la integridad superficial de la pieza y de la precisión dimensional a obtener, además de provocar una mayor generación de calor en la superficie de la pieza debido al aumento del porcentaje de área desgastada (*wear flat area*) de la muela en contacto con la pieza. Unido a la aparición de facetas en los granos abrasivos debidas al desgaste, también es corriente la aparición de olas en la superficie de la pieza.

El cálculo del volumen de material arrancado de la pieza se realiza mediante una expresión analítica de carácter general que considera el ancho, la longitud y la profundidad de pasada

[Kwak & Ha, 2002]. Por otra parte, se desarrolla una expresión analítica particular en la que se considera la velocidad de disminución de radio de la muela [DeVries, 1991].

En relación a la determinación del desgaste de la muela, es necesario precisar la dificultad de su medición, debido a que dicho desgaste se produce en una escala micrométrica. De los diferentes métodos hallados en la bibliografía referidos a realizar dicha medición, se puede realizar una clasificación en función de si la medición se realiza propiamente sobre la muela o no.

Respecto de la medición sobre la misma muela, se exige que el rectificado de una pieza se realice haciendo uso solamente de una franja de la muela. De este modo, se genera un escalón en la muela debido a la variación de radio entre la zona utilizada en el rectificado y la zona que no ha sido utilizada. Para la medición de dicho escalón se han utilizado tanto técnicas de visión mediante la utilización de una cámara CCD [Fan et al., 2002, Young, H.T. & Chen, D.J., 2006] como de láser [Brinksmeier & Werner, 1992].

Por otro lado, es posible realizar la medición del desgaste de la muela indirectamente. Se han desarrollado diferentes métodos en lo que se pretende copiar el perfil o escalón de la muela sobre un cuerpo (lámina o chapa) de espesor reducido. El principio de este tipo de métodos consiste, al igual que en las mediciones realizadas propiamente sobre la muela, en utilizar una franja de la muela para rectificar, formando, de esta manera, un escalón en la muela. De este modo se permite medir la huella del perfil de la muela de una manera sencilla. Normalmente, la medición se puede realizar mediante la utilización de un perfilómetro confocal [Malkin & Guo, 2008, Marinescu & Rowe, 2004], microscopio óptico [Badger, 2010] o un dispositivo de visión basado en la utilización de una cámara CCD [Su, J.C. & Tarng, Y.S., 2006].

Por último, en lugar de calcar el perfil de una muela desgastada en un cuerpo, se procede a recrear dicho perfil realizando un molde con material utilizado para el moldeo dental o pasta de carroceros [Handigund & Miller, 2001]. Una vez se obtiene dicho molde, es necesario medir la diferencia de escalones con cualquiera de los siguientes métodos: perfilometría, microscopía óptica, microscopía confocal o microscopía electrónica de barrido.

1.2.2.3 Topografía de la muela

El deterioro progresivo de la topografía inicial de la muela, además de provocar los efectos anteriormente descritos sobre la pieza, provoca la determinación del ciclo de diamantado, lo que influye directamente sobre la productividad del proceso. Se conoce como ciclo de diamantado al tiempo en el que la muela es capaz de rectificar en unas condiciones en las cuáles se obtienen los requisitos demandados en la pieza. Una vez su deterioro es de tal magnitud que dichos requisitos no son alcanzados, es necesario volver a diamantar la muela, con el objetivo de restablecer su topografía inicial.

Como consecuencia del diamantado de la muela se produce una reducción de su diámetro. Este hecho, unido a la geometría en forma de anillo de una muela abrasiva, hace que el uso de una muela esté limitado desde su diámetro exterior inicial hasta un diámetro límite que depende, principalmente, del diámetro interior de la muela y del tipo de montaje necesario para su acoplamiento al eje de giro de la máquina rectificadora (véase la Figura 1.10).

Asimismo, como consecuencia del particular proceso de fabricación de las muelas abrasivas, no se puede asegurar la homogeneidad de dichas muelas. De esta forma, una misma muela

puede variar su comportamiento en función del diámetro en el que esté rectificando en un momento dado.

La principal diferencia que justifica el cambio de comportamiento en la muela en diámetros diferentes reside en la variación del número de granos activos en cada instante, es decir, el número de granos que actúan en un mismo momento sobre la superficie de la pieza.

Este parámetro afecta directamente a la rugosidad obtenida sobre la pieza, tal y como demuestra que sea una variable considerada en diferentes modelos predictivos de rugosidad [Gopal & Rao, 2004, Hecker, 2002, Marinescu & Rowe, 2004, Puerto, 2013, Wena et al., 1992].

Se han desarrollado modelos que modelizan la topografía de la superficie de la muela y/o la influencia de las características de los granos abrasivos en la superficie de la pieza. Doman recoge brevemente varios de estos modelos [Doman et al., 2006].

Zahedi emplea un modelo de elementos finitos para estudiar la interacción entre los granos abrasivos y la superficie de la pieza [Zahedi & Azarhoushang, 2016]. En base a una función de densidad de probabilidad de la posición de granos abrasivos y un modelo cinemático, este autor extiende los resultados producidos con un modelo de grano único para predecir la topografía de la superficie de la pieza rectificando con granos múltiples. Otro modelo desarrollado que estudia la topografía de la muela y su interacción con la superficie de la pieza es el desarrollado por Nadolny. Este modelo propone rediseños de nuevas referencias de muelas abrasivas y la reducción de sus costes [Nadolny et al., 2010]. Zhang ha desarrollado un modelo de muela abrasiva donde coloca aleatoriamente los granos abrasivos. De esta forma, estudia el comportamiento de los granos en el contacto con la pieza, así como las fuerzas de rectificado [Zhang et al., 2015]. En base a una distribución realista de los granos abrasivos en la periferia de la muela abrasiva, Wang desarrolla un modelo matemático que predice la topografía final de la superficie de la pieza [Wang et al., 2009]. Por último, Klocke desarrolla un modelo geométrico que contempla los granos abrasivos, aglomerante, y porosidad que se basa en elementos de estructura volumétrica y que simula el comportamiento de la muela abrasiva [Klocke et al., 2016].

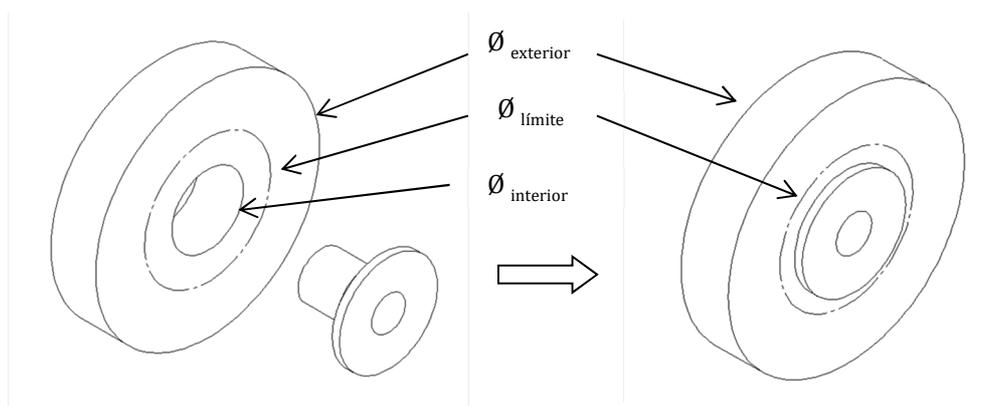


Figura 1.10. Relación de diámetros útiles de una muela abrasiva.

1.2.2.4 Modelos de predicción del desgaste

La predicción del desgaste ha sido abordada por diversos autores con objeto de anticiparse a su evolución y disponer de información relativa a cómo se va a comportar una muela determinada. Torrance considera la fractura del aglomerante como el principal mecanismo de desgaste de la muela [Torrance, 2004]. Teniendo en cuenta la tensión crítica de fractura del aglomerante, con el objeto de predecir el desprendimiento de los granos abrasivos y la resistencia del aglomerante, así como la estadística de su fallo, este autor ha desarrollado un software de predicción de fuerzas y ratios de rectificado.

Otra forma de predicción del desgaste consiste en detallar la estadística del fallo del aglomerante como la fuerza requerida por una herramienta especial para expulsar un grano de la superficie de la muela en función de su grado [Peklenik et al., 1964]. De aquí, es posible deducir que el módulo Weibull de fractura es alrededor de 2. Este módulo es el utilizado para definir el proceso de fractura del aglomerante. Sin embargo, se considera difícil obtener la tensión característica del proceso de desgaste, ya que el campo de tensiones varía. El software desarrollado se refiere al comportamiento de la muela una vez diamantada. Sin embargo, la topografía de la muela varía en el tiempo, pudiendo afilarse o desafilarse, lo que provoca que la gráfica generada por el software pueda ser utilizada únicamente en un estado inicial de trabajo de la muela.

Existe otro método predictivo del desgaste de las muelas basado en el peso de las partículas abrasivas desprendidas de la muela.

Para ello, es necesario recolectar los restos del rectificado, separando los granos abrasivos de la viruta metálica [Malkin & Guo, 2008]. Algunos resultados obtenidos mediante este método se muestran en la Figura 1.11. Se ha rectificado un acero al carbono con cinco muelas de alúmina diferentes, variando solamente el grado entre ellas. El mayor desgaste aparece en la muela más blanda (Grado G). Sin embargo, el menor desgaste no corresponde a la muela más dura (Grado K), sino a una intermedia (Grado I).

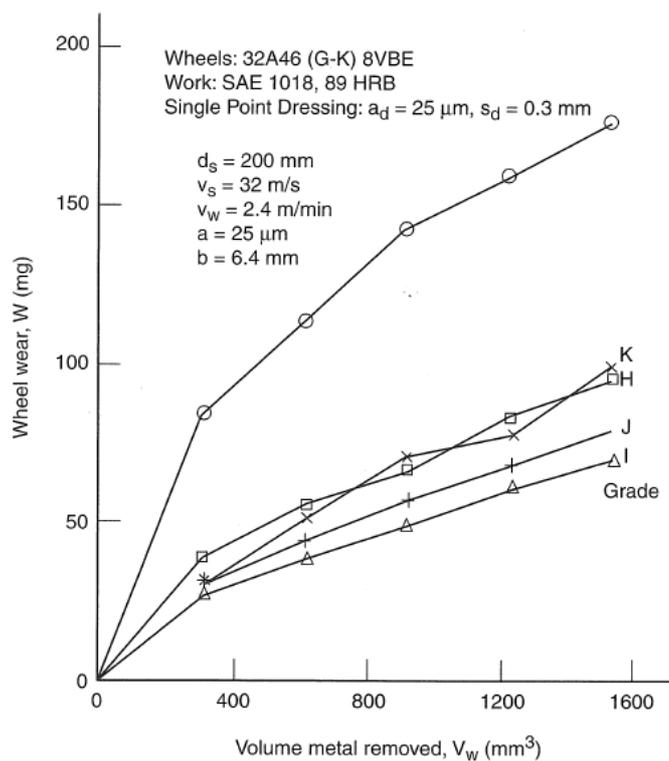


Figura 1.11. Peso relativo al desgaste de las muelas vs volumen de metal arrancado [Malkin & Guo, 2008].

1.2.3 Integridad superficial

El aseguramiento de la integridad superficial es un requisito imprescindible en el rectificado de cualquier pieza. Esto implica la obtención de la rugosidad requerida, que el material de la pieza no sufra daños y que esté libre de tensiones residuales.

El principal origen de estos problemas reside en el calor generado durante el proceso. En comparación con el resto de procesos de mecanizado, la energía específica de corte puede ser entre 5 y 20 veces mayor que en un proceso de mecanizado [Marinescu & Rowe, 2004]. Un alto porcentaje de esta energía es conducida a la pieza en forma de calor, provocando, en determinadas ocasiones, daño térmico en la superficie rectificada [Malkin & Lenz, 1978, Shaw, 1994, Snoeys & Peters, 1974]. El daño térmico se puede expresar de diferentes maneras sobre la pieza. La obtención de un acabado superficial y apariencia pobre, unida a la menor vida en fatiga, hace que las piezas sean a menudo desechadas.

De manera general, en el mundo del rectificado se utiliza el término de daño térmico como sustitutivo de la integridad superficial, aunque se refieren al mismo problema.

Tanto la rugosidad como el daño térmico han sido extensamente estudiados en la bibliografía. Para ambos casos, existen multitud de modelos predictivos que buscan la definición de condiciones que aseguren una rugosidad determinada y la no aparición de daño sobre la pieza.

Por otro lado, también se ha utilizado la técnica de las emisiones acústicas para monitorizar la integridad superficial durante el proceso [Webster et al., 1994].

1.2.3.1 Rugosidad

Existen diferentes modelos de predicción de la rugosidad en el rectificado que incluyen, entre las variables a considerar, algunas referidas exclusivamente al estado de la muela abrasiva, tales como el tamaño de grano, el número de granos activos, etc. Además se consideran aspectos como el espesor de viruta, condiciones de trabajo, diamantado y tiempo de chispeo, entre otros. Estos modelos son de tipo analítico [Hecker, 2002, Snoeys & Peters, 1974], empírico [Chiu & Malkin, 1993, Marinescu et al., 2007] y numéricos [Aurich et al., 2008].

Más cercano en el tiempo y dentro del grupo de investigación en el que se contextualiza esta tesis, se ha desarrollado un modelo predictivo de rugosidad que considera aspectos no tenidos en cuenta en los modelos existentes en bibliografía, tales como la agresividad del proceso, el tipo de diamantador y la evolución de la propia rugosidad [Puerto, 2013].

1.2.3.2 Dañado térmico

En cuanto al daño térmico, se puede manifestar en la pieza de diferentes maneras. La primera de ellas es la falta de precisión dimensional en la pieza. Debido al incremento de temperatura que se da durante el proceso, se genera una expansión en la pieza. De esta forma, se provoca una mayor profundidad de pasada que la inicialmente definida, lo que dificulta obtener la precisión dimensional requerida.

Por otra parte, el efecto de las temperaturas en la estructura de la superficie de la pieza, y ligeramente por debajo de ella, es de vital importancia, sobre todo en el caso de materiales donde la temperatura de cambio de fase se sitúa por debajo de las temperaturas alcanzadas durante el proceso.

Se han desarrollado, en bibliografía, multitud de modelos de tipo analítico, empírico y numérico.

La mayor parte de los modelos analíticos parten de la base de la teoría de Jaeger para fuentes de calor en movimiento [Jaeger, 1942]. A partir de esta teoría, se han desarrollado modelos que realizan diferentes consideraciones con el objeto de calcular la temperatura obtenida en la zona de corte. Estas consideraciones varían a lo largo de la bibliografía y, normalmente, presentan soluciones a aspectos no considerados en anteriores modelos. Por ejemplo, Rosenthal analizó un foco de calor moviéndose a lo largo de una superficie adiabática de espesor finito [Rosenthal, 1946]. Posteriormente, Crisp analizó el caso de una pieza de espesor y longitud finitos [Crisp, 1968]. A partir de ahí diversos autores presentan diferentes consideraciones, como el empleo de ajuste mediante métodos numéricos [Takazawa, 1966] o el análisis de diferentes distribuciones de temperaturas en dirección al interior de la pieza [Sauer, 1972].

La mayor parte de los estudios se refieren al estudio del rectificado plano. Las referencias al caso del rectificado cilíndrico son escasas debido a la complejidad existente en la obtención de medidas experimentales comparándolo con el rectificado plano.

Para el caso de este tipo de rectificado, el modelo matemático desarrollado por DesRuisseaux representa la pieza como un cilindro infinitamente largo de radio constante, en cuya superficie se aplica un foco de calor uniforme y de la misma longitud que la zona de interferencia entre pieza y muela. Esta zona es relativamente pequeña respecto de las dimensiones de la pieza, por lo que el aumento de la temperatura en ese punto se asemeja al análisis de un rectificado plano, con la variación de considerar un sólido semi-infinito en vez de un sólido finito [DesRuisseaux, 1968]. A pesar de diversos trabajos con el objeto de realizar una aproximación experimental a los modelos en rectificado cilíndrico [Lee, 1971], los autores que se han centrado en este tipo de rectificado asumen que la pieza es generalmente mucho mayor que la zona de rectificado y que no existe gran diferencia al considerarlo como un rectificado plano [Malkin & Lenz, 1978, Peters & Vansevenant, 1983, Rowe et al., 1988].

Uno de los temas recurrentes en el desarrollo de estos modelos es el de la necesidad de considerar propiedades térmicas variables con el cambio de temperatura. Mediante un análisis numérico del empleo de propiedades térmicas variables al rectificar un acero, se demuestra que el incremento del calor específico y la disminución de la conductividad térmica ante el aumento de temperatura se compensan. De esta manera, se determina que el error de asumir las propiedades térmicas como constantes es mínimo [Isenberg & Malkin, 1975]. La no consideración de la difusividad hace que tal afirmación necesite de la realización de un contraste más extenso. En el caso de otros materiales, como las aleaciones de base níquel, sí pueden darse discrepancias notables [Kovach & Malkin, 1988].

Un elemento común a todos los modelos reside en que el aumento de la temperatura es proporcional al flujo de calor. Este parámetro se puede calcular mediante la potencia consumida en el rectificado. Sin embargo, la dificultad consiste en determinar precisamente el porcentaje de energía que se conduce a la pieza en forma de calor. Con este fin, se ha realizado la caracterización experimental del flujo de calor conducido a la pieza mediante la medición de las temperaturas alcanzadas durante el proceso. La técnica de medición principalmente utilizada ha sido el uso los termopares [Lefebvre et al., 2006, Lefebvre et al., 2008]. También se han realizado mediciones mediante termografía [Madariaga, 2009].

En el cálculo de la temperaturas, Malkin combinó los conceptos de temperatura local y de fondo por primera vez [Malkin, 1968]. De esta forma, la distribución de temperaturas alrededor de un grano no se debe solamente a la acción de cada grano por separado (temperatura local), sino también a la acción conjunta del resto de granos en la zona de corte (temperatura de fondo). La combinación de ambas determina la temperatura de rectificado. Trabajos posteriores consideran, que debido a la corta duración y situación muy localizada de los picos de temperatura obtenidos por la acción de cada uno de los granos, es la temperatura de fondo la responsable del daño térmico [DesRuisseaux & Zerkle, 1970, Malkin & Anderson, 1974]. El modelo de Malkin se describe con mayor profundidad en el Apartado 3.1.

Más recientemente, y gracias al desarrollo de modelos físicos avanzados, Madariaga predice el ratio de calor conducido a la pieza para cualquier proceso de rectificado (véase el Apartado 7.1).

Respecto de los modelos empíricos, se encuentran en bibliografía varios modelos basados en el espesor de viruta equivalente y que permiten determinar experimentalmente los límites del rectificado sin daño térmico [Hahn & Lindsay, 1971] y mapas de rectificar libres de daño térmico [Peters & Vansevenant, 1983].

El tratar la pieza como un sólido semi-infinito, tal y como se realiza en los modelos analíticos, tiene la limitación de que no se considera el calor acumulado, tal y como sucede en el rectificado. Mediante el método de los elementos finitos, se han realizado modelos numéricos con el objeto de superar esa limitación. Diversos autores han realizado aportaciones en el rectificado plano [Aurich et al., 2008, Li & Chen, 1989, Mamalis et al., 2003]. Estas aproximaciones son de interés para piezas de pequeñas dimensiones.

1.2.3.3 Tensiones residuales

El paso de la muela por la pieza provoca rápidos ciclos de calentamiento y enfriamiento que pueden generar tensiones residuales sobre la pieza. Las tensiones residuales pueden ser causadas por deformación plástica, por cambios de volumen debidos a transformaciones de cambios de fase en el material y por expansión térmica.

Las tensiones residuales de tracción son causadas por efectos térmicos y las tensiones residuales de compresión por efectos mecánicos [Tarasov & Littmann, 1968].

Diversos modelos estudian y calculan las tensiones residuales en el rectificado plano [Peters et al., 1978, Vansevenant & Peters, 1987]

1.2.4 Selección de muelas abrasivas

El estudio bibliográfico realizado en torno a los diferentes métodos existentes en la selección de muelas abrasivas muestra distintas formas de proceder. Existen diversos sistemas expertos, que van desde redes neuronales hasta aplicaciones que tienen como objetivo posibilitar una herramienta de selección de muela rectificadora. Por otro lado, algunos fabricantes de muelas rectificadoras disponen de aplicaciones web de consulta, en las que se recomienda el uso de una muela en concreto de entre las muelas de su catálogo, para el rectificado de un material en concreto.

El método más utilizado por los fabricantes de muelas abrasivas es un sistema de selección que utiliza ciertas reglas definidas en base al conocimiento del proceso. El procedimiento de recomendación de muela comienza, en este caso, con la adquisición de la información de la pieza a rectificar en concreto. A continuación se realiza una valoración de cuáles de las muelas disponibles por el fabricante pueden ser las que mejor se adapten a las características del proceso. Por último, se realizan ensayos industriales donde se analizan los requisitos a obtener en la pieza mediante el testeado de las condiciones de corte a utilizar, dotando a esta metodología de un carácter empírico. Al tratarse de un método basado en conocimiento, depende exclusivamente del nivel de experiencia por parte del personal responsable de la recomendación de las muelas abrasivas. Este hecho influye tanto en el grado de acierto en la recomendación de la muela óptima para la aplicación en cuestión como en el tiempo de su puesta a punto, lo que afecta directamente a la productividad del proceso.

1.2.4.1 Reglas de conocimiento en base a experiencia

Como ya se ha comentado anteriormente, una muela abrasiva se define a partir de los cinco parámetros necesarios para su marcado: tipo de abrasivo, tamaño del grano, estructura, grado y tipo de aglomerante. Existen diferentes consideraciones sobre la forma de selección de cada uno de los parámetros. La Tabla 1.7 muestra los parámetros de selección de muela rectificadora utilizados por distintos autores.

Se considera que el rectificado es un proceso determinista. Es decir, la evolución de los fenómenos que rigen el rectificado está completamente determinada por las condiciones iniciales. Por tanto, la selección de la muela rectificadora óptima es indispensable para lograr un rectificado correcto. Las muelas rectificadoras tienen un buen comportamiento si las fuerzas de rectificado, potencia consumida y el desgaste de muela son relativamente pequeños respecto a la tasa de eliminación [Shore et al., 2004]. Este equipo de investigación ha definido unos parámetros de evaluación del comportamiento de la muela rectificadora, centrándose en una operación de rectificado cilíndrico de interiores, tal y como se muestra en la Tabla 1.8.

Existen muchas reglas mediante las cuáles se selecciona cada característica óptima de la muela de manera individual. Es necesario analizar la correcta combinación de parámetros cuando se realizan operaciones con propiedades recomendadas que puedan incurrir en contradicciones [Metabo, 2002].

Tabla 1.7. Parámetros de selección de la muela rectificadora.

	Parámetros a considerar
Pieza	Material a rectificar ^(1,2,3,4) Acabado requerido ^(1,2,5) Geometría de perfil requerida ^(1,2) Tolerancias requeridas ⁽²⁾
Características del proceso	Cantidad de stock a eliminar ^(1,2) Área de contacto ⁽¹⁾ Velocidad de giro de la muela ⁽¹⁾ Velocidad de trabajo ⁽¹⁾ Máquina rectificadora ⁽¹⁾ Severidad de la operación ⁽³⁾ Necesidades específicas de la aplicación ⁽⁴⁾ Fluido de rectificado y su concentración ⁽⁶⁾
Producción	Ritmo de la producción ⁽⁵⁾ Coste total de rectificado ⁽⁵⁾

⁽¹⁾ [Metalworking, 1997]⁽²⁾ [Hodges, 1986]⁽³⁾ [Li et al., 1997]⁽⁴⁾ [Fukuda, 2003]⁽⁵⁾ [Malm, 1981]⁽⁶⁾ [Norton, 1970]**Tabla 1.8.** Parámetros de evaluación en un rectificado cilíndrico de interiores.

Parámetros de evaluación	Variable de salida
Rugosidad superficial de la pieza	Topografía de la superficie de la muela
Fuerza normal específica	Deflexión de la máquina y pieza
Potencia específica de rectificado Energía específica de rectificado Ratio de potencia	Temperatura de rectificado, riesgo de quemado
Ratio G	Desgaste de la muela, intervalo de diamantado
Variación de la rugosidad Variación de la fuerza normal Variación de potencia	Cambio del comportamiento de la muela entre intervalos de diamantado

El estudio bibliográfico muestra que ciertos autores, en vez de realizar recomendaciones de selección de cada característica de muela, se centran en el estudio de unas muelas concretas. La primera referencia a trabajos sobre la selección de muelas abrasivos se sitúa en 1970 [Norton, 1970], donde se presenta una tabla de selección de muela rectificadora para aceros de herramientas.

Además, existen otros autores que han realizado ensayos comparando el comportamiento en proceso de diferentes muelas, evaluando la rugosidad superficial obtenida, el tiempo

entre diamantados, potencia utilizada después de haber rectificado 4000 piezas y la superficie de la muela después del rectificado [Fukuda, 2003].

A continuación, se exponen distintas pautas y recomendaciones para la selección, por separado, de las distintas características de las muelas recopiladas en bibliografía.

1.2.4.1.1 Tipo de abrasivo

En lo referente a la selección del tipo de abrasivo a utilizar en la muela, los más duros y friables son generalmente aplicados en operaciones de rectificado precisas. Por el contrario, los abrasivos de mayor resistencia, combinándolos con un tamaño de grano mayor, son más convenientes para rectificadores agresivos [Malkin & Guo, 2008]. Esta regla simplificada es ampliamente conocida debido a que permite acotar el tipo de abrasivo a utilizar, aunque no sirve para determinar uno en concreto.

Es por ello por lo que se han realizado multitud de estudios que analizan el comportamiento de diferentes tipos de abrasivo para aplicaciones en concreto.

Tal y como se puede observar en la Tabla 1.9, la selección del tipo de abrasivo depende del material a rectificar y de las características del proceso de rectificado (severidad, tipo de rectificado, fuerzas de rectificado, tipo de maquinaria, etc.).

Por otro lado, las Tablas 1.10 y 1.11 profundizan en las reglas para la selección de los abrasivos convencionales, es decir, las alúminas y los carburos de silicio, analizando más en detalle los diferentes tipos existentes.

Tabla 1.9. Reglas para la selección del tipo de abrasivo.

	Tipos de alúmina	Carburo de silicio	cBN	Diamante
Materiales recomendados	Materiales férreos ⁽¹⁾ Materiales con alta resistencia a la tracción ^(1, 4, 5, 6) Materiales con resistencia a tracción superior a 35 kg/mm ² ⁽⁷⁾ Aceros inoxidables donde el acabado superficial debe ser bueno ⁽¹⁰⁾ Acero y aleaciones de acero ^(2, 8) Fundiciones ferrosas ⁽¹¹⁾ (exclusivamente alumina-zirconia)	Materiales no-férreos ^(1,2) Metales de baja resistencia a la tracción ^(1, 4, 5, 6) Materiales con resistencia a tracción inferior a 35 kg/mm ² ⁽⁷⁾ Materiales no-metálicos ^(2, 6, 7) Hierros fundidos duros, alto contenido carbono ⁽¹⁰⁾ Mayoría de los materiales cerámicos ⁽¹⁰⁾	Aceros al carbono y aceros rápidos de herramientas ⁽³⁾ Acero M2, M3, M4 y T15 ⁽³⁾ Aleaciones M42, M43 y M44 ⁽³⁾ Acero de series D, O y A ⁽³⁾ Fundiciones ⁽³⁾ Aceros bajos en carbono ⁽³⁾ Aceros duros ⁽¹²⁾	Carburos ⁽³⁾ Cerámicas ⁽³⁾ Resinas reforzadas ⁽³⁾ Zafiro ⁽³⁾ Cristal ⁽³⁾
Materiales inapropiados	Materiales sensibles al calor ⁽⁹⁾	Fundiciones no-ferrosas ⁽¹¹⁾		
Utilización en procesos	Rectificadora cilíndrica, sin-centros, de cigüeñales, de árbol de levas, aplicaciones en ángulo en todo el rango de aceros ⁽⁴⁾			

⁽¹⁾ [Metabo, 2002]⁽²⁾ [Metalworking, 1997]⁽³⁾ [Rooney, 1985]⁽⁴⁾ [Jackson et al., 2001]⁽⁵⁾ [Wilson, 1997]⁽⁶⁾ [Krar, 1995]⁽⁷⁾ [Pelaez, 1993]⁽⁸⁾ [Beristain, 2007]⁽⁹⁾ [Malm, 1981]⁽¹⁰⁾ [Malkin & Guo, 2008]⁽¹¹⁾ [East, 1988]⁽¹²⁾ [Cooley & Juchem, 1988]

Tabla 1.10. Reglas para la selección del tipo de alúmina.

Tipo de alúmina	Subtipos	Características de proceso	Material recomendado
Cerámica (SG)	SG y 5 SG	Rectificado con taladrina ⁽¹⁾ Stock a eliminar inferior a 0,25 mm ⁽¹⁾	
	3 SG y 5 SG	Rectificado con taladrina ⁽¹⁾ Gran stock a eliminar ⁽¹⁾	
	1 SG y 3SG	Rectificado con aceite/seco ⁽¹⁾ Grandes presiones y grandes stocks ⁽¹⁾	
Modificada		Es utilizada para operaciones de acabado ⁽²⁾	
Blanca	Rosa Rosado Rubí		Rectificados para obtener htas extra-duras y sensibles al calor ⁽¹⁾
Monocristalina		Se utilizan principalmente en operaciones de acabado ⁽²⁾	
Semifriable		Operaciones de acabado de aceros duros ⁽¹⁾ Rectificado plano, donde hay gran longitud de contacto entre la muela y la pieza ⁽¹⁾	Materiales duros como los aceros rápidos ⁽³⁾
Regular	Regular µcristalina	Desde un rectificado pesado hasta un semi-acabado ⁽²⁾	Rectificado con aceros resistentes ⁽¹⁾
Alúmina-Zirconia	10% Zirconia	En aplicaciones de rectificado agresivos (<i>heavy-duty grinding</i>) ⁽²⁾	Metales férreos ⁽⁴⁾ Materiales con alta resistencia a la tracción ⁽⁴⁾ Aceros de baja aleación ⁽⁵⁾ Aceros al carbono ⁽⁵⁾ Acero rápido ⁽⁵⁾
	25% Zirconia		
	40% Zirconia		
Sinterizada		Es aplicada en operaciones de rectificado agresivos ⁽²⁾	

⁽¹⁾ [Krar, 1995]⁽³⁾ [Wilson, 1997]⁽⁵⁾ [Malm, 1981]⁽²⁾ [Malkin & Guo, 2008]⁽⁴⁾ [Metabo, 2002]

Ciertos autores han realizado un estudio utilizando muelas vitrificadas con distintos tipos de abrasivo de óxido de aluminio (corindón blanco, monocristalino y SG) y cBN [Jackson et al., 2001]. Los ensayos realizados muestran que, aunque las muelas SG operan con un nivel

de potencia mayor, pueden trabajar a un tasa de eliminación de material mucho mayor incluso que las muelas de corindón blanco o corindón monocristalino. A tasas de eliminación de material moderadamente altas, los abrasivos de corindón blanco y corindón monocristalino pueden eliminar material con el mismo ratio, tendiendo la muela de corindón monocristalino a obtener un mejor acabado superficial y trabajando por más tiempo hasta que sea necesario diamantarla. A tasas de eliminación bajas, no se aprecia una diferencia significativa entre las muelas SG, corindón blanco y corindón monocristalino.

En comparación con los abrasivos convencionales, las muelas de cBN (superabrasivas) vitrificadas muestran una mayor duración de vida útil de la muela por utilizar una potencia relativamente baja. Sin embargo, las características del uso de muelas de cBN hacen que las máquinas necesiten de ciertos requisitos, lo que limita su uso a aplicaciones concretas. Las muelas SG pueden alcanzar reducciones en los costes de rectificado sin modificar la máquina existente.

Otros estudios aportan reglas más amplias, asegurando que los abrasivos semifriables (29A y FA) realizan un corte más rápido y mejor que los abrasivos regulares y recomendando utilizar abrasivos friables (48A y WA) para materiales duros como los aceros rápidos [Wilson, 1997].

Un estudio dirigido al abrasivo de zirconio-alúmina [East, 1988] concluye que este abrasivo se vuelve eficiente para los materiales no-ferrosos, sobre todo para aluminio, si este está recubierto. Asimismo, asegura que este tipo de muelas no se comporta bien en maquinaria antigua, debido a las limitaciones de potencia propias de este tipo de máquinas. Entre las ventajas generadas del uso de este tipo de abrasivo hay que recalcar las siguientes [Krar, 1995]:

- La duración de la muela aumenta de dos a tres veces comparándola con las muelas fabricadas con alúminas regulares.
- Las velocidades de muela y la presión de rectificado aumentan, lo que incide en una mejora de la productividad.
- En operaciones adecuadas y con materiales no muy duros, son capaces de eliminar mucho material sin necesidad de diamantar la muela.

Entre las desventajas destacan las siguientes [Krar, 1995]:

- La muela se embota más en operaciones no adecuadas y materiales duros.
- El peligro de dañado térmico aumenta debido a que el abrasivo no es muy friable.

Como regla general, los abrasivos ultraduros se comportan mejor en máquinas con una buena rigidez [Cooley & Juchem, 1988].

En cuanto al carburo de silicio, las aplicaciones donde se recomienda su selección son bastante más reducidas que en el caso del óxido de alúmina, según se muestra en la Tabla 1.11.

Tabla 1.11. Reglas para la selección de carburos de silicio.

Tipos	Subtipos	Material recomendado
Carburo de silicio verde		Rectificado de herramientas de carburo cementado ⁽¹⁾ Materiales muy duros donde se requiere un corte frío ⁽¹⁾
Carburo de silicio negro (regular)	Regular especial <i>Heavy-duty</i> Especial	Para rectificar materiales duros y frágiles ⁽¹⁾ Materiales de baja resistencia a tracción como es el caso del aluminio, latón y cobre ⁽¹⁾

⁽¹⁾ [Krar, 1995]

1.2.4.1.2 Tamaño de grano

Los artículos y libros analizados proporcionan una guía general para escoger el tamaño de grano, realizando recomendaciones cualitativas. De esta forma las recomendaciones se realizan en base a tamaños gruesos o finos, sin especificar el tamaño cuantitativamente.

La Tabla 1.12 muestra las reglas directas encontradas en la revisión bibliográfica. La selección está determinada por el material a rectificar, la maquinaria utilizada para el rectificado, la eliminación de stock, el tipo de proceso y el acabado requerido.

Cuando se desea obtener buenos acabados hay que utilizar un tamaño de grano fino [Hodges, 1986, Metalworking, 1997]. Cuanto más fino sea el grano, mejor será el acabado obtenido, aumentando, asimismo, la probabilidad de embotamiento de la muela [Wilson, 1997].

Por otro lado, el tamaño de grano es también determinado por la geometría del perfil a rectificar [Metalworking, 1997]. Por ejemplo, en el rectificado de roscas, el tamaño de grano está limitado por el máximo radio admisible.

Tabla 1.12. Reglas para la selección del tamaño de grano.

	Grueso	Fino
Materiales recomendados	Materiales blandos ^(1,2) Materiales dúctiles ^(1,2)	Materiales duros ^(1,2) Materiales frágiles ^(1,2)
Utilización en procesos	Máquinas de baja potencia ⁽¹⁾ Eliminación de stock rápido ^(2,3,5) Acabado áspero ^(2,3,5) Cortes duros ⁽²⁾	Máquinas de gran potencia ⁽¹⁾ Poca eliminación de material ^(2,5) Acabados buenos ^(2,3,4,5)

⁽¹⁾ [Metabo, 2002]

⁽³⁾ [Metalworking, 1997]

⁽⁵⁾ [Hodges, 1986]

⁽²⁾ [Krar, 1995]

⁽⁴⁾ [Wilson, 1997]

Un tamaño menor de grano conduce a menores módulos de elasticidad E de la muela lo que hace que su deformación sea mayor. Esto disminuye la exactitud de formas y medidas a alcanzar [Sepúlveda, 1981].

En lo que respecta a la elección del tamaño de grano para un material de pieza blando y dúctil, se emplean granos más bastos que para un material duro y frágil [Krar, 1995, Metabo, 2002]. La explicación a esta selección es que en un material duro no se pueden utilizar granos bastos ya que cada grano debe hacer un mayor esfuerzo, debido a que penetra más en la pieza, imposibilitando su acción de corte. Por lo tanto, es necesario utilizar granos finos para que cada uno de ellos corte menor cantidad de material.

El tamaño de grano plantea un compromiso entre la calidad de superficie a obtener, la capacidad de corte y rendimiento de la muela [Hodges, 1986]. En general, a mayor tamaño de grano se obtiene mayor capacidad de corte y mejor rendimiento de la muela pero peor acabado superficial. Por contra, a menor tamaño de grano se obtiene mejor calidad superficial pero menor capacidad de corte y rendimiento. Dentro de la calidad de superficie exigida, debe procurarse siempre escoger el mayor tamaño de grano posible para obtener una mayor capacidad de corte y, consecuentemente, un mejor rendimiento. La regla general es escoger no el grano más fino posible, sino el más grande admisible.

1.2.4.1.3 Grado o dureza de muela

La Tabla 1.13 muestra una guía de selección de grado de muela recomendado por distintos autores. Las recomendaciones tienen en cuenta el material a rectificar, el tipo de máquina a utilizar, la operación de rectificado y la precisión que se pretende obtener. Tal y como se puede observar, la tabla divide los grados de muela en dos grupos: muelas blandas y muelas duras. La clasificación sólo llega a este nivel, ya que las recomendaciones encontradas en bibliografía no llegan a especificar la dureza de muela de una forma cuantitativa.

Cuanta más dura sea la muela, mayor es la precisión lograda, aunque la probabilidad de quemado en la pieza también aumenta. Por tanto, es necesario llegar a un compromiso entre precisión y riesgo de quemado para escoger la dureza de la muela [Sepúlveda, 1981].

Para seleccionar el grado de una muela, una buena regla general es elegir una muela tan dura como sea posible con objeto de obtener una larga duración en la muela [Krar, 1995]. Sin embargo, debe ser lo suficientemente blanda como para impedir el embotamiento, efecto que puede dañar la superficie de la pieza debido a efectos térmicos.

En un rectificado de acabado, la muela debe ser lo suficientemente fuerte como para retener los granos abrasivos en su sitio, con el objetivo de no variar la forma de la muela.

En rectificadas donde el dañado térmico es crítico, la regla general tiende a ser más conservadores en la elección del grado de la muela, escogiendo una muela más blanda de lo habitual.

Tabla 1.13. Guía para la elección del grado de la muela

	Blandas	Duras
Materiales recomendados	Materiales duros ^(1, 2, 3, 4, 5)	Materiales blandos ^(1, 2, 3, 4, 5)
Tipo de máquina	Máquinas de baja potencia ⁽¹⁾ Máquina rígida ⁽⁴⁾	Máquinas de gran potencia ⁽¹⁾ Grandes vibraciones en máquinas ⁽⁴⁾
Características de la operación de rectificado	Gran área de contacto ^(2, 4, 5) Ratios bajos de velocidad de pieza contra velocidad de muela ⁽⁴⁾ Peligro de embotamiento ⁽²⁾ Arranque rápido de material ⁽⁵⁾	Área de contacto pequeña ^(2, 4, 5) Ratios altos de velocidad de pieza contra velocidad de muela ⁽⁴⁾ Operaciones con taladrina ⁽²⁾ Rectificados de acabado ⁽²⁾
Precisión		Gran precisión requerida ^(2, 6)

⁽¹⁾ [Metabo, 2002]⁽³⁾ [Hodges, 1986]⁽⁵⁾ [Abrasivos Norton, 2016]⁽²⁾ [Krar, 1995]⁽⁴⁾ [Wilson, 1997]⁽⁶⁾ [Sepúlveda, 1981]

También hay que tener presente que, a mayor velocidad, la muela se comporta como si tuviera mayor dureza de lo que realmente le corresponde. De la misma manera, ocurre todo lo contrario si trabaja con poca velocidad [Beristain, 2007]. Por consiguiente, si una muela no alcanza la velocidad apropiada debido a las condiciones de trabajo, su dureza debe ser mayor de lo que indica su recomendación.

1.2.4.1.4 Estructura de la muela

Igual que ocurre en el tamaño de grano, las recomendaciones de estructura de la muela son cualitativas y no cuantitativas. De esta forma, las recomendaciones se especifican para estructuras cerradas, medias, abiertas o muy abiertas.

La Tabla 1.14 muestra las recomendaciones realizadas por diversos autores. Se puede observar que las recomendaciones se basan en el acabado superficial requerido y el tipo de rectificado a realizar.

Puesto que la estructura de la muela y el tamaño de grano determinan la evacuación de la viruta y el rendimiento de rectificado, se deben considerar los siguientes puntos [Krar, 1995]:

- Una estructura abierta con grano grueso proporciona una mejor evacuación de la viruta. Se utiliza en materiales blandos y donde el acabado es de importancia secundaria.
- Si hay una gran longitud de contacto entre la muela y la pieza, como habitualmente sucede en el rectificado plano, se debe utilizar una muela abierta y con granos grandes.

Tabla 1.14. Estructura de muela recomendada según el acabado requerido y el tipo de rectificador a realizar.

	Cerrada	Media/abierta	Muy abierta
Acabado superficial	Finos ^(1,2)		
Tipo de rectificador	De precisión ⁽²⁾ Cilíndrico ⁽¹⁾ Sin centros ⁽¹⁾ De forma ⁽¹⁾	Superficial ⁽¹⁾ Operaciones de desbaste ⁽¹⁾	Rectificados profundos ⁽²⁾ Peligro de sobrecalentamiento ⁽²⁾

⁽¹⁾ [Wilson, 1997]⁽²⁾ [Beristain, 2007]

1.2.4.1.5 Aglomerante

La Tabla 1.15 muestra algunas reglas generales para la selección del aglomerante. Se considera necesario puntualizar que, aunque las muelas resinoides puedan utilizarse para velocidades de hasta 84 m/s, a partir de una velocidad de rectificado de alrededor de 48,3 m/s, deben reforzarse con fibra de vidrio [Wilson, 1997]. Este mismo autor matiza que las muelas resinoides son menos quebradizas que las vitrificadas. Los materiales utilizados para aglomerantes vitrificados se pueden utilizar en muchas combinaciones que ofrecen diferente resistencia, dureza, resistencia de abrasivo y elasticidad. Las diferencias en dureza se consiguen variando la proporción volumétrica de los constituyentes [Cooley & Juchem, 1988]. Se recomienda utilizar aglomerantes blandos para materiales dúctiles [East, 1988].

Tabla 1.15. Reglas generales para la selección del aglomerante.

	Vitrificado	Resinoide	Caucho	Goma-Laca	Metálico
Características del proceso	Corte rápido ⁽¹⁾ Rectificado de acabado ⁽⁶⁾ Formas específicas de pieza ^(5,7)	Rectif. en seco ⁽¹⁾ Gran eliminación de material ⁽⁸⁾ Capacidad de soportar cargas de choque ⁽⁸⁾ Susceptible a los ataques químicos de los fluidos ^(2,8)			Corte duro ⁽³⁾
Acabados	Comercial ⁽¹⁾	Bueno ^(1,2,3)	Bueno ⁽¹⁾	Bueno ⁽¹⁾	
Velocidades de rectificado	< 61 m/s ⁽⁴⁾	< 84 m/s ⁽⁴⁾			
Precisión	Mayor precisión ⁽⁶⁾				

⁽¹⁾ [Metalworking, 1997]⁽²⁾ [Krar, 1995]⁽³⁾ [Rooney, 1984]⁽⁴⁾ [Wilson, 1997]⁽⁵⁾ [Beristain, 2007]⁽⁶⁾ [Sepúlveda, 1981]⁽⁷⁾ [Smits, 2003]⁽⁸⁾ [Malkin & Guo, 2008]

1.2.4.2 Sistemas expertos

Dentro de este grupo se sitúan desarrollos de redes neuronales, lógicas difusas y paquetes de software para la selección de muela.

El principio de funcionamiento de las redes neuronales consiste en que generan sus propias reglas por medio de los resultados obtenidos en ejemplos de formación, denominados *training*, que se introducen al sistema en forma de muestras. El aprendizaje se logra mediante una regla que adapta las conexiones de la red neuronal en respuesta a las entradas de formación y las salidas deseadas para esas entradas (véase la Figura 1.12). El desarrollo de este tipo de sistemas es relativamente rápido y el sistema es flexible, permitiendo una mayor formación a medida que se disponga de más datos.

Li desarrolla una red neuronal que considera como entradas del sistema variables tales como el tipo de proceso, tipo de material, dureza del material, rugosidad a obtener y severidad de la operación [Li et al., 1997]. La salida del sistema corresponde a las características de la muela: tipo de abrasivo, tamaño de grano, grado y aglomerante. Cabe destacar la ausencia de la estructura, la otra variable que completa la designación de una muela abrasiva, como variable de salida del sistema desarrollado.

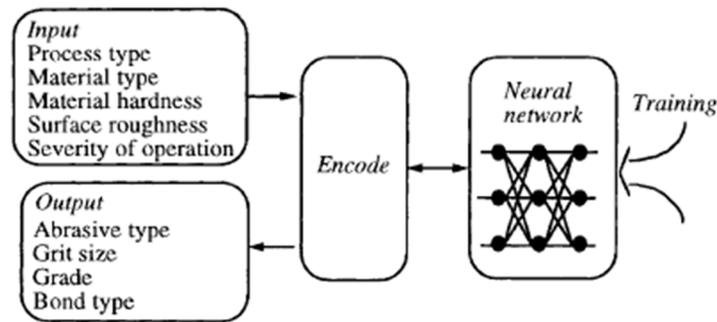


Figura 1.12. Relación de los módulos funcionales del sistema [Li et al., 1997].

A la hora de formar la red, es necesario codificar los pares de entrada y la salida de formación de manera que, en su utilización, los datos de entrada puedan ser reconocidos por el sistema y los datos de salida interpretados. La codificación de las entradas correspondientes a las condiciones de severidad se realiza utilizando algunas reglas derivadas del conocimiento del rectificado para que el sistema sea más efectivo.

Además, se ha desarrollado un sistema experto basado en reglas difusas cuyo objetivo es la automatización en la determinación de los cinco parámetros que definen la muela abrasiva [Matumori et al., 1993]. La decisión sobre estos parámetros se ha basado en la experiencia, debido a que la función objetivo es poco conocida.

En relación a los sistemas expertos tipo software, el denominado *WSExpert* contiene más de 2000 reglas y varias bases de datos y de conocimiento, además de modelos de evaluación de los parámetros de muelas abrasivas, tanto convencionales como superabrasivas para su posterior selección [Zhu et al., 1992]. El sistema está dirigido a la selección de una muela rectificadora óptima para operaciones de rectificado cilíndrico, haciendo uso de una base de datos que incluye conclusiones de investigadores y reglas empíricas basadas en especialistas industriales.

1.2.4.3 Coeficiente de la actividad de rectificado

Existe un método para la selección de muela abrasiva, orientado al rectificado en penetración, basado en un coeficiente denominado actividad de rectificado, traducido de su denominación en inglés *grindactivity coefficient* [Nakajima, 1978]. Considera que este coeficiente tiene una relación directa con los resultados del rectificado realizado y que un mayor valor de este coeficiente deriva en un mejor resultado.

La actividad de rectificado de la muela, se puede obtener de la siguiente manera:

$$\Omega = \frac{v_p}{t_s} (1 - \mu_s) \quad \text{Ec. 1.3}$$

Donde: v_p = Velocidad de penetración del cabezal de muela
 t_s = Tiempo de chispeo
 μ_s = Coeficiente de desgaste de muela

Las características de la muela varían significativamente con las condiciones de trabajo y de diamantado, debido a su desgaste. Estas condiciones no se mantienen constantes durante el proceso. Sin embargo, el cálculo del coeficiente de actividad de rectificado debe realizarse en unas condiciones determinadas e invariables, por lo que su validez se refiere a esas condiciones en concreto, normalmente las condiciones iniciales de rectificado.

1.2.4.4 Controles adaptativos

Durante los últimos años, el desarrollo de sensores y su utilización en las máquinas-herramienta ha provocado la aparición de multitud de controles adaptativos. En lo referente al rectificado, la mayor parte de los controles adaptativos se utilizan con el fin de asegurar la precisión en la pieza y la productividad ante la variación en las fuerzas de rectificado [Rowe, 2009].

En un sistema inteligente, la información del sensor lleva a una acción automática. Los sensores suministran información apropiada a los módulos de monitorización y de optimización del control adaptativo. Algunos ejemplos de sensores disponibles y fácilmente utilizables en máquinas rectificadoras son los siguientes:

- Medición *in-process* para el control de las dimensiones mediante variaciones en la velocidad de avance.
- Emisiones acústicas para la eliminación de huecos entre la muela y la pieza o diamantador (toma de referencias precisa).
- Sensores de potencia para la predicción del desgaste de la muela y dañado térmico.
- Acelerómetros para monitorizar las vibraciones y el balanceo de las muelas.

Las referencias bibliográficas respecto de los controles adaptativos en el rectificado son escasas en comparación con el resto de procesos de mecanizado. Hacen referencia, principalmente, al aseguramiento de la precisión dimensional en la pieza y la rugosidad requerida.

En referencia a la precisión, en un inicio se realizaba con la ayuda un ordenador externo que se comunicaba con el CNC de la máquina [Liverton et al., 1993]. Posteriormente, y gracias al desarrollo de CNCs abiertos, se encuentran implementados en la propia máquina [Statham, 1999].

Respecto de la rugosidad, se han implementado controles específicos para el tipo de rectificado cilíndrico [Parenti et al., 2016]. También se ha desarrollado un control adaptativo basado en la predicción realizada por un modelo de rugosidad, el cual, junto con un modelo de dañado térmico, establece las condiciones de trabajo que aseguran la obtención de la rugosidad requerida y la no aparición de dañado térmico [Puerto, 2013].

1.2.5 Variables de proceso intervinientes en el dañado térmico

1.2.5.1 Diámetro equivalente

Uno de los parámetros que más influyen en la aparición de dañado térmico en un proceso de rectificado es la longitud de contacto entre muela y pieza. El valor de este parámetro varía significativamente en función del tipo de rectificado que se analice. Así, por ejemplo, en un rectificado interior, la longitud de contacto es típicamente muy superior a un rectificado cilíndrico de exteriores (véase la Figura 1.13). Esto provoca una mayor tendencia al rozamiento entre los granos abrasivos y la pieza a lo largo del arco de contacto, aumentando el riesgo de dañado térmico. Es por ello por lo que se utilizan muelas más blandas en rectificado de interiores que de exteriores, compensándose de este modo el efecto extra en el desgaste de los granos debido al rozamiento.

El análisis geométrico del proceso de rectificado tangencial determina que la longitud de contacto en el rectificado tangencial responde a la siguiente ecuación:

$$l_c = \sqrt{a_e d_s} \quad \text{Ec. 1.4}$$

Esta longitud de contacto es la denominada geométrica ya que desprecia las deformaciones entre pieza y muela.

En el caso de los rectificados cilíndricos, se determina que la longitud es igual a la distancia AB por aproximación (véase la Figura 1.13(b)). De esta manera, y por analogía, la longitud de contacto es igual a:

$$l_c \approx AB = \sqrt{AE d_s} \quad \text{Ec. 1.5}$$

En el caso de un rectificado cilíndrico exterior (véase la Figura 1.13(b)):

$$AE = \frac{a_e}{1 + \frac{d_s}{d_w}} \quad \text{Ec. 1.6}$$

Asimismo, en un rectificado cilíndrico interior (véase la Figura 1.13(c)):

$$AE = \frac{a_e}{1 - \frac{d_s}{d_w}} \quad \text{Ec. 1.7}$$

De esta manera, los tres tipos de rectificados pueden combinarse en la Ec. 1.5, sustituyendo en el valor de a_e , las Ec. 1.6 y Ec. 1.7 (referentes a la resolución de AE). De esta forma, se determina el valor de diámetro equivalente según la siguiente ecuación:

$$d_e = \frac{d_s}{1 \pm \frac{d_s}{d_w}} \quad \text{Ec. 1.8}$$

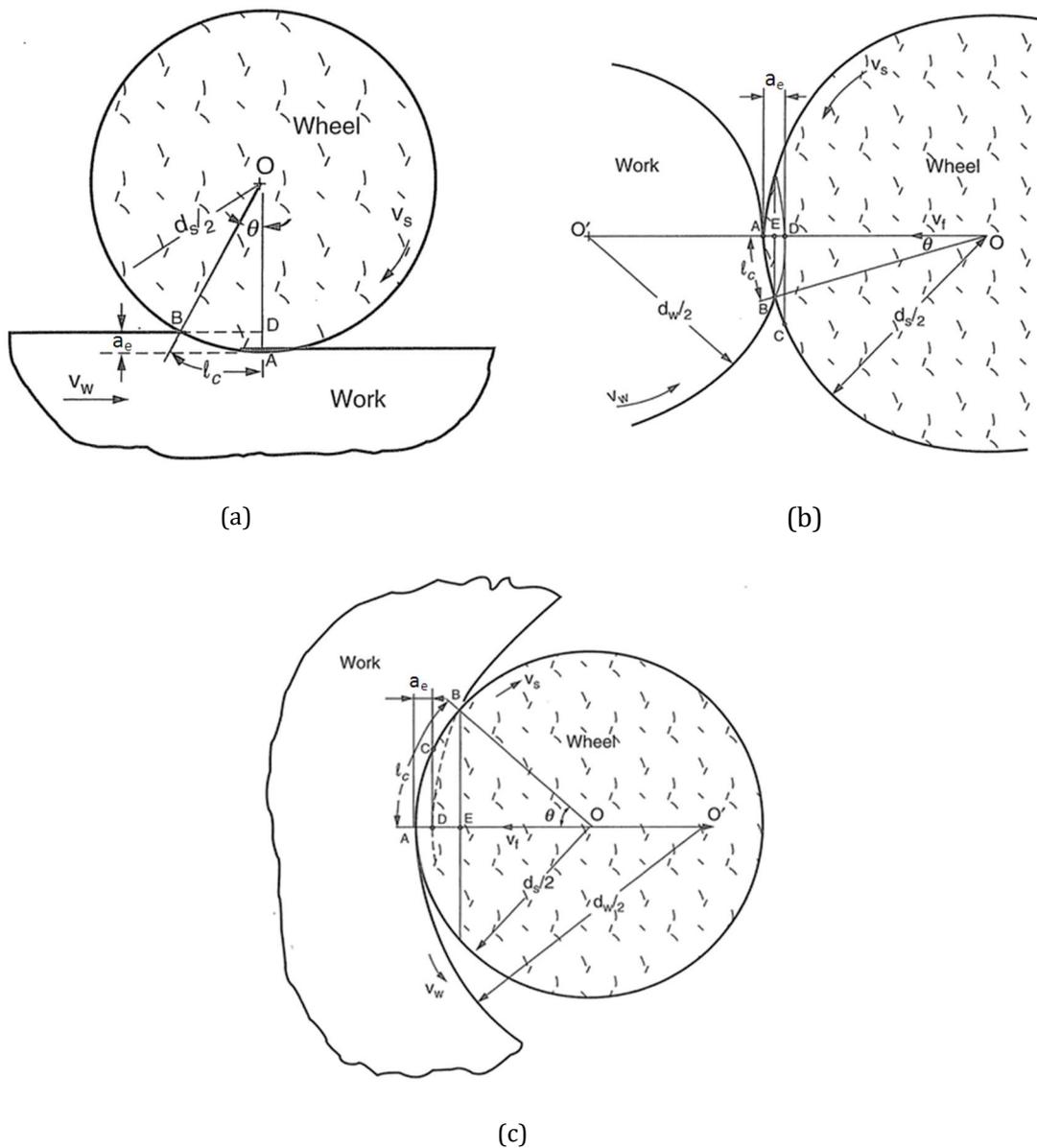


Figura 1.13. Esquema de operaciones de rectificado: (a) tangencial, (b) cilíndrico exterior y (c) cilíndrico interior [Malkin & Guo, 2008].

El símbolo positivo (+) en el denominador se refiere al rectificado exterior. Por lo tanto, el símbolo negativo (-) es indicativo del rectificado interior.

En el rectificado tangencial, la superficie plana se asume como un cilindro de radio infinito, lo que hace que el diámetro equivalente sea igual al diámetro de la muela.

Típicamente, los valores de longitudes de contacto oscilan entre 0,1 y 10 mm, aunque pueden ser mayores en operaciones con grandes pasadas de profundidad, tales como el rectificado *creep feed*.

Una característica común a los tipos de rectificado analizados consiste en que el perfil de la muela a través de la anchura de rectificado es paralelo al propio eje de la muela, con el eje

de la muela paralelo al eje de la pieza en el caso del rectificado cilíndrico y perpendicular a la dirección del movimiento de la pieza en el rectificado tangencial.

Además de los tipos de rectificado estándares analizados, existen otro tipo de rectificadores, con unas particularidades geométricas que afectan al cálculo del diámetro equivalente. Entre estos tipos destacan aquellos que utilizan muelas con perfiles arbitrarios (de forma) y operaciones de rectificado con el eje de la muela inclinado respecto del eje de la pieza.

1.2.5.1.1 Rectificado de perfiles

En este subapartado se analiza el rectificado de perfiles tomando como ejemplo el caso de un rectificado recto sobre una superficie plana inclinada un ángulo β [Malkin & Guo, 2008], tal y como se muestra en la Figura 1.14(a).

La disposición geométrica en la zona de rectificado de cualquiera de los puntos a lo largo de la anchura de rectificado puede apreciarse desde una vista lateral proyectada inclinada un ángulo β . Tal y como se muestra en la Figura 1.14(b), la forma circular de la muela se proyecta sobre un plano inclinado un ángulo β con respecto al eje de rotación de la muela, de tal manera que quede perpendicular a la superficie de la pieza donde el diámetro de la muela es igual a d_s . En esta vista proyectada, la muela presenta la forma de una elipse, con un diámetro mayor igual a d_s y un diámetro menor igual a $d_s \cos \beta$, asimilando el rectificado de forma a un rectificado tangencial.

El análisis geométrico de esta proyección muestra un diámetro de muela efectivo (d_{se}) en el punto de corte y una pasada de profundidad efectiva (a_{ee}).

$$d_{se} = \frac{d_s}{\cos \beta} \quad \text{Ec. 1.9}$$

$$a_{ee} = a_e \cos \beta \quad \text{Ec. 1.10}$$

Según estos valores efectivos, la longitud de contacto no depende de la inclinación:

$$l_c = \left[(a_e \cos \beta) \left(\frac{d_s}{\cos \beta} \right) \right]^{1/2} = (a_{ee} d_{se})^{1/2} = (a_e d_s)^{1/2} \quad \text{Ec. 1.11}$$

Este mismo estudio es aplicable al rectificado con una forma arbitraria, tal y como se muestra en la Figura 1.15. En cualquier punto P del perfil, el ángulo β corresponde al ángulo entre la tangente de la forma del perfil y el eje de la muela. Considerando que la variación del diámetro de la muela a lo largo del perfil sea suficientemente pequeña, se puede utilizar un valor medio de diámetro.

Este análisis puede extenderse al estudio geométrico del rectificado cilíndrico. En una vista proyectada con un ángulo de inclinación β , tal y como se muestra en la Figura 1.14(b), la muela y la pieza parecen como elipses cuyos radios de curvatura en la zona de rectificado son mayores que los radios circulares al multiplicarse por el factor $1/\cos \beta$.

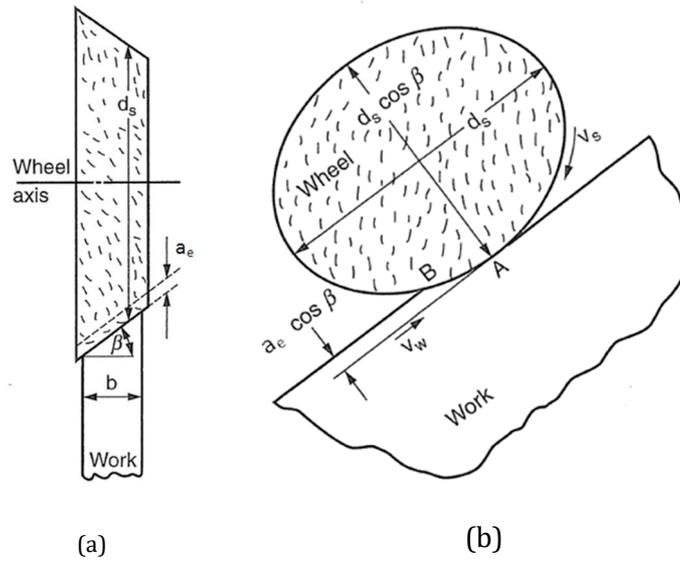


Figura 1.14. Rectificado tangencial recto en una superficie inclinada: vista lateral (a) y vista inclinada proyectada (b) [Malkin & Guo, 2008].

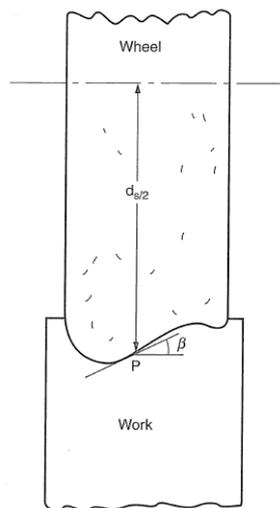


Figura 1.15. Rectificado de un perfil con ángulo β en el punto P [Malkin & Guo, 2008].

El diámetro efectivo de la muela corresponde a la Ec. 1.9, mientras el diámetro efectivo de la pieza responde a la siguiente ecuación:

$$d_{we} = \frac{d_w}{\cos\beta} \tag{Ec. 1.12}$$

De esta forma, el diámetro equivalente efectivo también aumenta según el mismo factor que en los diámetros:

$$d_{ee} = \frac{d_e}{\cos\beta} \quad \text{Ec. 1.13}$$

1.2.5.1.2 Rectificado inclinado

El rectificado inclinado tiene lugar cuando el eje de la muela y el de la pieza no son paralelos, estando girados uno respecto del otro un ángulo α , tal y como muestra la Figura 1.16.

Este tipo de operaciones son comúnmente utilizadas para rectificar simultáneamente una superficie cilíndrica y otra plana (similar a un anillo). La dirección de profundización está definida por el ángulo α' . Considerando una pasada de profundidad por revolución (a_e) de la pieza en la dirección de la profundización, la pasada de profundidad efectiva en la superficie cilíndrica, externa en este caso, es:

$$a_{ee1} = a_e \cos \alpha' \quad \text{Ec. 1.14}$$

Asimismo, en la superficie plana tenemos:

$$a_{ee1} = a_e \sin \alpha' \quad \text{Ec. 1.15}$$

Se analiza el rectificado cilíndrico exterior por analogía con la Figura 1.14, en una vista proyectada desde la cual se visualiza el diámetro de la pieza d_{w1} . De este modo, y debido a la inclinación de la muela, esta se visualiza como una elipse de diámetro mayor d_{s1} y diámetro menor $d_{s1}\cos\alpha$.

El radio de curvatura de la muela en el punto de contacto es igual a $(d_{s1}/2)\cos\alpha$. El diámetro equivalente efectivo para el rectificado cilíndrico exterior se obtiene de la Ec. 1.9.

$$d_{e1} = \frac{d_{s1}}{\cos\alpha + \frac{d_{s1}}{d_{w1}}} \quad \text{Ec. 1.16}$$

En el caso de un rectificado cilíndrico interior, la ecuación varía en el símbolo positivo (+) del denominador, sustituyéndose por el símbolo negativo (-).

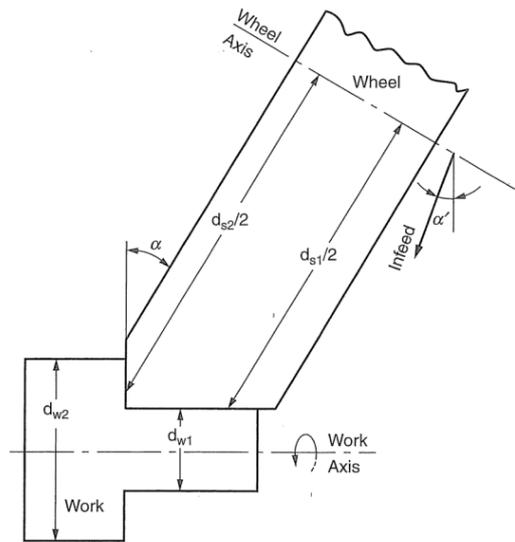


Figura 1.16. Rectificado inclinado [Malkin & Guo, 2008].

Por otro lado, el rectificado plano se asemeja a un rectificado tangencial. La vista proyectada de la sección de la muela utilizada en el análisis del rectificado cilíndrico, en vez de visualizarla en paralelo al eje de la pieza, se analiza perpendicularmente a esta. El diámetro de la muela d_{s2} aparece como una elipse de diámetro mayor d_{s2} y diámetro menor $d_{s2}\sin\alpha$.

De esta forma, el diámetro equivalente efectivo en el punto de contacto con la superficie plana es:

$$d_{e2} = \frac{d_{s2}}{\cos\alpha} \quad \text{Ec. 1.17}$$

Utilizando este valor de diámetro equivalente, además de la pasada de profundidad efectiva descrita en la Ec. 1.14, se pueden calcular los valores de longitud de contacto y espesor máximo de viruta. A menudo, es suficiente utilizar valores medios de d_{s2} y v_s en el anillo para el cálculo. Sin embargo, si la diferencia entre los diámetros de la pieza ($d_{w2} - d_{w1}$) es grande, puede ser necesario tener en consideración la variación de la velocidad de la pieza a lo largo del anillo.

1.2.5.2 Caudal de viruta específico (Q')

Q' representa el caudal de viruta eliminado por unidad de anchura de la muela. Para valores bajos de Q' , las fases de formación de viruta predominantes son el rozamiento y el labrado. El incremento de Q' provoca que la proporción de la energía consumida para la fase restante en la formación de la viruta, el corte, aumente también. En este punto, como la energía consumida en el rozamiento y el labrado se mantiene constante, la proporción sobre el total de energía consumida destinada a estas fases disminuye.

El parámetro Q' es utilizado como un indicador del rendimiento del proceso, ya que proporciona información sobre cómo la muela penetra en el material, de una manera más o menos agresiva.

La forma de cálculo del valor de Q' varía entre los diferentes tipos de rectificado.

1.2.5.2.1 Q' en el rectificado cilíndrico

Para el caso de un rectificado cilíndrico exterior en penetración, el material arrancado durante la operación de rectificado se asemeja a un anillo, tal y como se muestra en la Figura 1.17.

El caudal de viruta se define como el volumen de material arrancado entre el tiempo total utilizado en la operación.

$$Q = \frac{\pi D_w b_s \Delta R_w}{t} \quad \text{Ec. 1.18}$$

Su valor específico se obtiene dividiendo el caudal de viruta por la anchura de la pasada de rectificado.

$$Q' = \frac{Q}{b_s} = \frac{\pi D_w \Delta R_w}{t} \quad \text{Ec. 1.19}$$

1.2.5.2.2 Q' en el rectificado tangencial

En el rectificado tangencial, el material arrancado tiene una forma geométrica similar a una placa o pletina rectangular.

El caudal de viruta total arrancado durante la operación de rectificado es el siguiente:

$$Q = a_e b v_w \quad \text{Ec. 1.20}$$

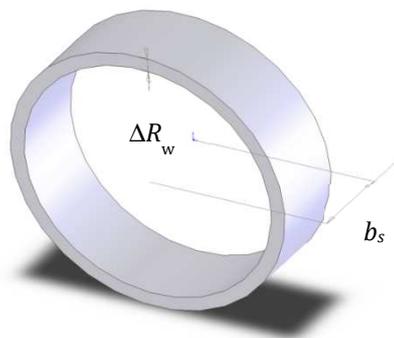


Figura 1.17. Material arrancado en un rectificado cilíndrico en penetración.

Tal y como se ha realizado en el cálculo de la Q' en el rectificado cilíndrico, el caudal de viruta específico se calcula dividiendo el caudal total entre la anchura de la pasada de rectificado.

$$Q' = \frac{Q}{b} = a_e v_w \quad \text{Ec. 1.21}$$

1.2.5.3 Agresividad

En cada operación de rectificado se define una determinada combinación de condiciones de trabajo con el objetivo de alcanzar las características demandadas sobre la pieza. Con esta combinación, las velocidades y avances son correctas cuando se asegura que la muela rectifica correctamente, obteniendo un buen acabado y sin desgastarse demasiado rápido. Trabajando en otras condiciones, pueden aparecer multitud de problemas: la pieza se quema, aparecen marcas sobre la superficie debido a las vibraciones inducidas o simplemente la muela se desgasta rápidamente.

Esta optimización de las condiciones de trabajo depende normalmente de la realización de numerosas pruebas preliminares y la de experiencia del operario. Sin embargo, es posible definir una variable, denominada agresividad [Badger, 2009], la cuál sirve para disminuir el número de ensayos a realizar cuando se buscan las condiciones de trabajo óptimas.

La agresividad es un término adimensional que simplemente cuantifica lo agresivo que es el proceso. Está directamente relacionado con la profundidad de pasada o el espesor de viruta, tal y como se muestra en la Figura 1.18.

El desarrollo de la ecuación de la agresividad se basa en el espesor de viruta. Snoeys utilizó en el espesor de viruta equivalente para determinar el desgaste de la muela, las fuerzas de corte y la rugosidad obtenida sobre la pieza [Snoeys & Peters, 1974]. Posteriormente, Malkin definió el espesor máximo de viruta (véase la Figura 1.19) para una sección rectangular, el cuál es un indicador válido de cómo de profundo penetran los granos de la muela en la pieza [Malkin & Guo, 2008], con la siguiente expresión:

$$h_{\max} = \left[\frac{4}{Cr} \left(\frac{v_w}{v_s} \right) \left(\frac{a_e}{d_e} \right)^{1/2} \right]^{1/2} \quad \text{Ec. 1.22}$$

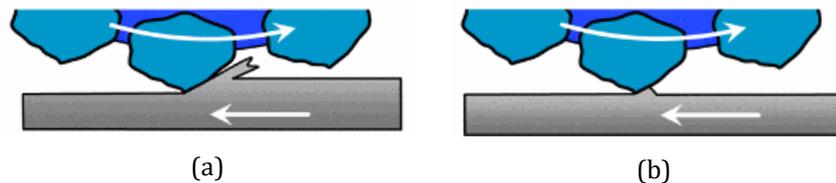


Figura 1.18. Rectificado: muy agresivo (a) y poco agresivo (b) [Badger, 2010].

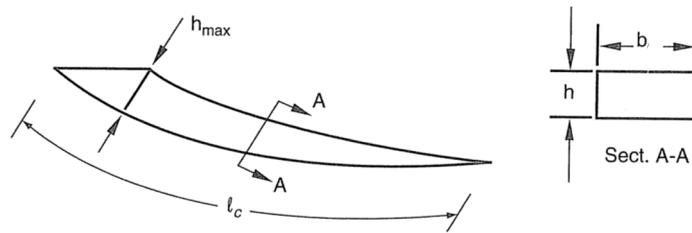


Figura 1.19. Espesor de viruta máximo h_{max} en el rectificado tangencial [Malkin & Guo, 2008].

En esta ecuación, r es el factor de forma de la viruta (anchura/espesor de la viruta, considerada rectangular) y C la densidad de la superficie en el punto de corte. Su complejidad matemática, además de la necesidad de determinar C y r , de la expresión dificulta sobremanera su uso. De aquí viene el desarrollo de la agresividad.

Basándose en el espesor máximo de viruta, donde, para una determinada muela y su correspondiente topografía, C y r son constantes, Badger simplificó la ecuación eliminando la segunda raíz cuadrada [Badger, 2009]:

$$\text{Agresividad} = 16,7 \frac{v_w}{v_s} \sqrt{\frac{a_e}{d_e}} \quad \text{Ec. 1.23}$$

El término puede utilizarse tanto en rectificado tangencial como en cilíndrico exterior e interior, utilizando en estos últimos casos, el diámetro equivalente. Los valores de agresividad en rectificados comunes se sitúan entre 10 y 50.

Si la agresividad es grande, el grano penetra profundamente en el material. De esta forma, las fuerzas sobre el abrasivo aumentan, pudiendo desprenderse de la muela más rápidamente. Por el contrario, si la agresividad es pequeña, el abrasivo solamente roza la superficie, sin llegar a arrancarla, lo que aumenta la presión sobre los granos y la generación de calor en la zona. Entre estos dos extremos se sitúa la agresividad óptima, la cual determina las condiciones de trabajo ideales para una aplicación.

El uso de la agresividad tiene un evidente uso en la determinación de las condiciones en procesos industriales de rectificado. A nivel científico, Drazumeric relaciona la agresividad con los aspectos térmicos que ocurren en el rectificado, definiendo un modelo de determinación de la temperatura máxima alcanzada sobre la pieza en función de la agresividad [Drazumeric et al., 2014]. De este modo demuestra que el valor de agresividad que determina las condiciones de trabajo óptimas será aquel que produce un menor valor de temperatura máxima alcanzada (véase la Figura 1.20).

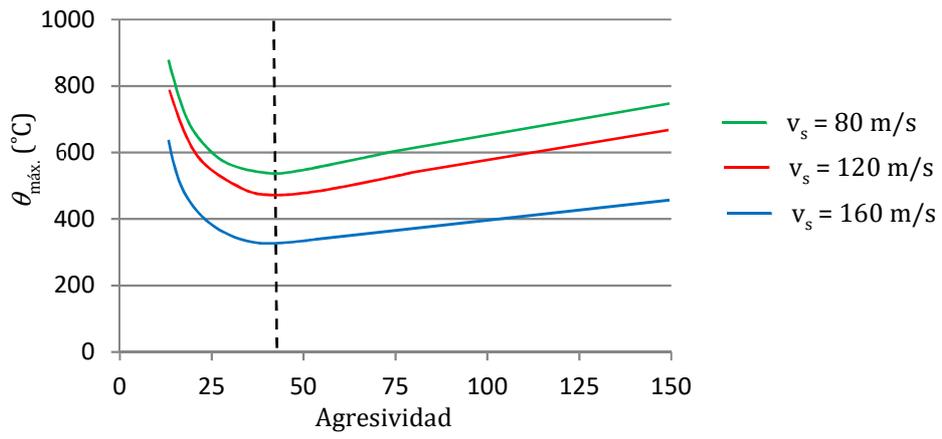


Figura 1.20. Temperatura máxima en la superficie en función de la agresividad a diferentes temperaturas (adaptado de [Drazumeric et al., 2014]).

1.3 Análisis crítico del estado del arte

Existen, en bibliografía, un gran número de trabajos de investigación relevantes publicados en torno al rectificado que permiten comprender y analizar la influencia de las variables del proceso en la puesta a punto y control del rectificado. No obstante, el estudio sobre el comportamiento, rendimiento y selección óptima de muelas abrasivas no suponen un alto porcentaje de dichos trabajos de investigación, existiendo algunas lagunas de conocimiento en torno a este importante campo de investigación científica e industrial.

De hecho, no existe en bibliografía ninguna metodología práctica de selección de muela que aúne rendimiento y coste y que disponga de un carácter general que la haga válida para cualquier tipo de rectificado y material de pieza.

Además de la selección de la muela, la determinación de sus condiciones de trabajo óptimas, con el fin de maximizar la productividad sin dañar térmicamente la pieza, es una de las áreas en la definición de los ciclos de rectificado en la industria que menos se ha estudiado. De esta manera, se siguen empleando estrategias conservadoras que limitan la mejora de la productividad.

Por otra parte, el único modelo térmico empleado en bibliografía para poner a punto procesos de rectificado ha sido el de Malkin [Malkin & Guo, 2008], que está fundamentalmente orientado al rectificado de aceros. En este sentido, el desarrollo de un modelo avanzado de carácter generalista por parte de Madariaga [Madariaga, 2009] supone una gran oportunidad para la correcta selección de muela abrasiva en cualquier proceso de rectificado, así como para la determinación de las condiciones de trabajo óptimas.

Finalmente, se ha observado otra laguna de conocimiento en relación a la equiparación de resultados entre diferentes tipos de rectificado. Por un lado, la simplicidad del rectificado tangencial lo hace idóneo para el estudio experimental de diversos fenómenos en procesos abrasivos a través de, por ejemplo, la medición de fuerzas y temperaturas. Por otro lado, en numerosos textos se indica que el rectificado cilíndrico, tanto de exteriores como de interiores, es comparable al rectificado tangencial mediante el uso del diámetro equivalente. Sin embargo, esta equiparación no es suficiente y no existe ninguna metodología en bibliografía que describa cómo replicar rigurosamente un rectificado cilíndrico en una rectificadora tangencial ni cuándo dicha réplica es viable experimentalmente.

1.4 Objetivos

El objetivo principal de la tesis es el siguiente:

- Desarrollo de una metodología de análisis del rendimiento de muelas abrasivas en procesos de rectificado y su posterior aplicación para la selección de muela óptima y para la determinación de las condiciones de trabajo que maximicen la productividad del proceso y aseguren, asimismo, la no presencia de daño térmico en la superficie de la pieza.

El carácter general del que se pretende dotar a la metodología desarrollada permite su uso en cualquier operación, material y tipo de rectificado. Entre las operaciones que conforman un ciclo de rectificado, se prioriza el análisis del rendimiento de las muelas en la operación de desbaste. Debido a las características de esta operación (arrancar la mayor cantidad de material en el menor tiempo posible), se justifica el intentar buscar el límite de rectificado de las muelas abrasivas para maximizar la productividad del proceso. Por el contrario, en la operación de acabado, las condiciones de corte suelen estar alejadas del límite de trabajo de la muela porque el principal objetivo de esta operación es el alcanzar los requisitos finales demandados sobre la pieza, considerando como claves aspectos tales como la integridad superficial o daño térmico, rugosidad, tolerancias dimensionales, tolerancias geométricas, etc.

El aseguramiento de la integridad superficial se realiza mediante el uso de modelos predictivos: el de Malkin para aplicaciones de acero y el de Madariaga para el resto de materiales.

La aplicación de la metodología debe asegurar, en todo momento, la integridad superficial de la pieza en cuanto a la rugosidad y daño térmico. No se considera, en esta tesis, el estudio de tensiones residuales.

La consecución del objetivo principal lleva asociado el logro de otros dos objetivos preliminares:

- i. Diseño de un set-up experimental con capacidad de monitorizar las variables de salida necesarias para determinar con rigor el rendimiento de una muela abrasiva.
- ii. Contraste experimental del modelo predictivo de daño térmico de Malkin.

Se pretende disponer de una herramienta inteligente que, basándose en metodología desarrollada, permita la realización de una serie de ensayos tipo para comparar rápidamente el rendimiento de diferentes muelas abrasivas. Para ello, es necesario alcanzar el siguiente objetivo:

- iii. Implementación y validación de la metodología desarrollada en el CNC de la máquina.

Esta herramienta será de gran utilidad para futuras colaboraciones entre Mondragon Unibertsitatea y diferentes empresas del sector.

Por otra parte, para asegurar la aplicación de la metodología de análisis del rendimiento de muelas desarrollada en cualquier tipo de rectificado, se plantea desarrollar una metodología de réplica entre los rectificados cilíndrico y tangencial. En base al rectificado cilíndrico de una aplicación conocida, en este caso los discos de turbina, se plantea el siguiente objetivo:

- iv. Determinación de un ensayo *back to back* que asegure la réplica del rectificado cilíndrico de discos de turbina en una rectificadora tangencial.

La Figura 1.21 muestra en qué capítulo de la tesis se desarrolla cada uno de los objetivos planteados.

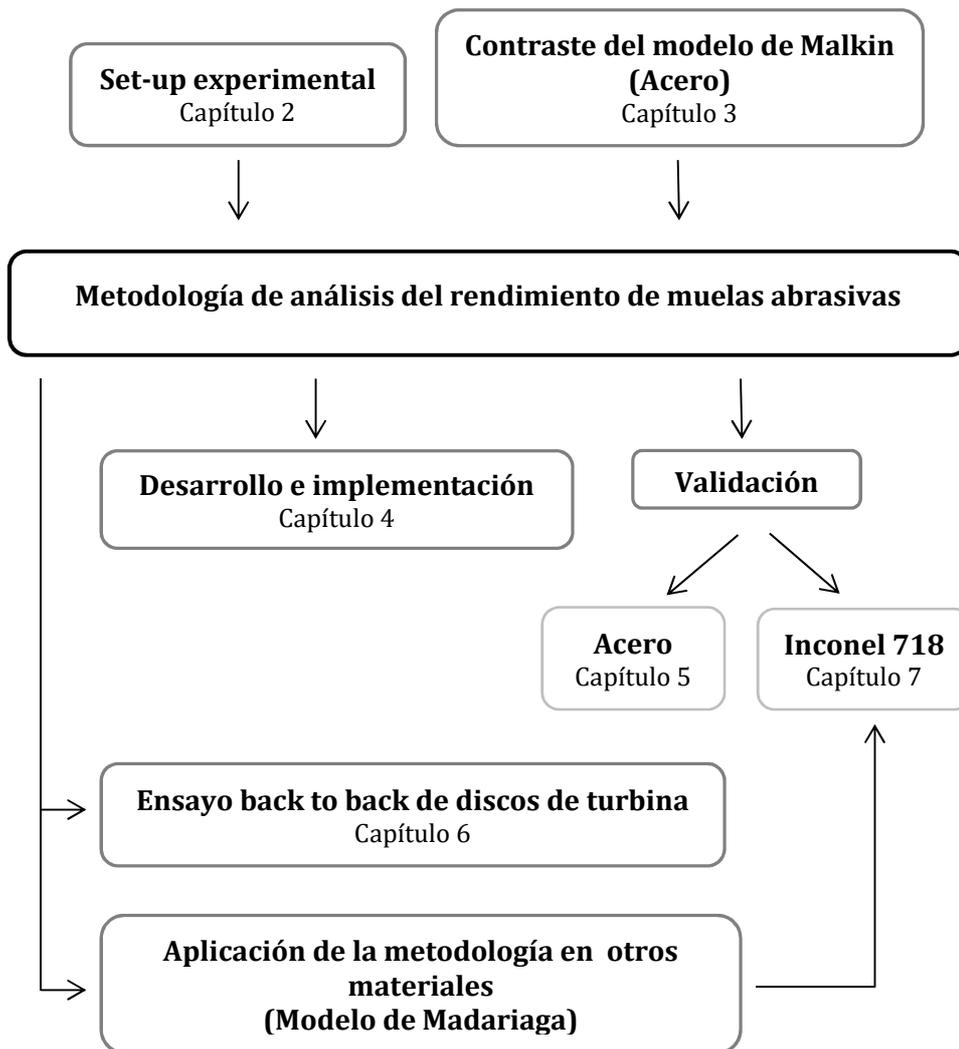


Figura 1.21. Mapa de situación de los objetivos.

1.5 Estructura de la tesis

La presente tesis está estructurada en dos partes. En la primera de ellas, que abarca los Capítulos 2, 3, 4 y 5, se describe el desarrollo y contraste experimental de una nueva metodología de selección de muela abrasiva óptima. El tipo de rectificado en el que se basa el desarrollo es el tangencial y el modelo predictivo de referencia es el de Malkin para piezas de acero. En la segunda parte, que engloba los Capítulos 6 y 7, se amplía la metodología al resto de materiales que no sean aceros y otros tipos de rectificados diferentes del tangencial. El modelo predictivo de referencia, en este caso, es el de Madariaga.

En el Capítulo 2 se determinan las variables de salida que sirven para evaluar el rendimiento de una muela abrasiva. Asimismo, se diseña un *set-up* experimental sobre una máquina rectificadora tangencial, con el objeto de poder medir y cuantificar las variables de salida de referencia. De esta forma, se garantiza que el rendimiento de una muela abrasiva quede correctamente determinado en los ensayos experimentales de los siguientes capítulos.

En el Capítulo 3 se realiza una extensa contrastación experimental de la validez del modelo térmico de Malkin. De esta manera se determinan los límites de validez del modelo, o dicho de otro modo, los rangos de trabajo en los que la predicción realizada es razonablemente precisa. Esta tarea es clave en los desarrollos posteriores ya que permiten conocer la fiabilidad de uso del modelo de Malkin.

El Capítulo 4 describe la metodología de selección de muela abrasiva óptima. Para ello se diseña un ensayo tipo que permite implementarla en una máquina rectificadora tangencial mediante una aplicación inteligente denominada *Metodes*. La validación y refinamiento de la metodología se realiza inicialmente mediante el uso de un acero determinado.

En el Capítulo 5 se verifica la validez de la metodología en otros dos aceros totalmente diferentes del utilizado en el Capítulo 4, y con diferentes características entre sí. De esta forma se generaliza el uso de *Metodes* a cualquier acero.

Una vez desarrollada y validada la metodología de selección de muela óptima, se consideraba necesario dotarla de un carácter general de aplicación a cualquier tipo de rectificado y material. A su vez, se pretendía realizar la selección de muela óptima para estos casos mediante el *set-up* experimental desarrollado en el Capítulo 2, por estar este bien contrastado. El desarrollo de esta tarea se ha realizado mediante el análisis de una aplicación en concreto: el rectificado de discos de turbina del sector aeronáutico. El material de estas piezas es Inconel 718 y se rectifican mediante un proceso de rectificado cilíndrico.

En el Capítulo 6 se desarrolla una metodología de réplica entre diferentes tipos de rectificado. De esta forma, se habilita el estudio y análisis de procesos de rectificado cilíndricos en el *set-up* experimental desarrollado en máquina rectificadora tangencial.

El Capítulo 7 trata de la adecuación de la metodología *Metodes* a otro material diferente al acero, el Inconel 718 en el que se fabrican los discos de turbina. La predicción del daño térmico para los materiales distintos al acero se realiza utilizando el modelo de Madariaga, lo que obliga a readaptar la aplicación *Metodes*.

Por último, en el Capítulo 8 se describen las conclusiones generales y líneas futuras de trabajo planteadas en la tesis doctoral. La bibliografía de referencias se encuentra en el Capítulo 9.

La gran cantidad de ensayos realizados hace recomendable clasificarlos de manera esquemática, de forma que ayude a visualizar el motivo de su realización y su localización.

La primera clasificación hace referencia a los ensayos que no corresponden explícitamente a la metodología de selección de muela desarrollada durante la tesis pero cuyos resultados son imprescindibles para su desarrollo (véase la Figura 1.22). Se dividen según el material en el que se han realizado: acero e Inconel 718.

El resto de ensayos se han realizado según la metodología *Metodes* de selección de muela óptima. En este caso, la clasificación se hace también en base al material utilizado en su realización, cada uno de los cuáles se ha evaluado con modelos predictivos de daño térmico diferentes, según se muestra en la Figura 1.23.

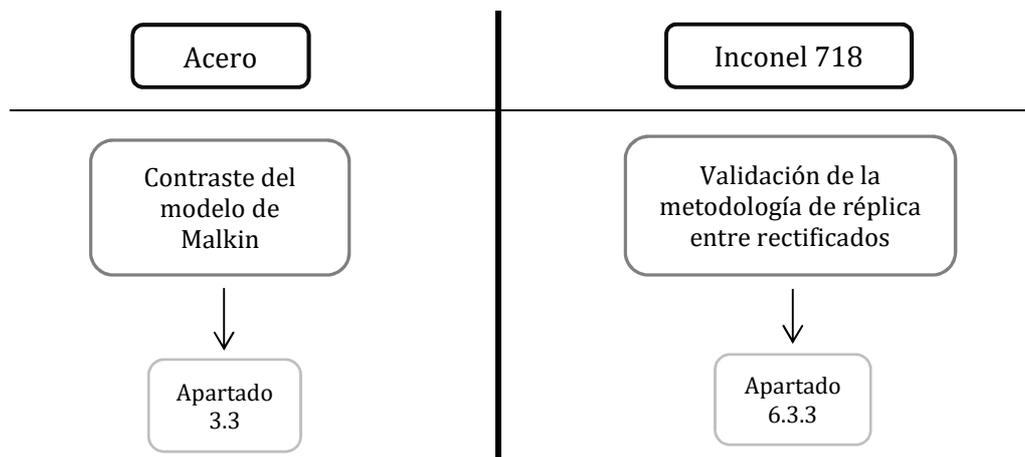


Figura 1.22. Esquema de los ensayos realizados para el contraste del modelo de Malkin y réplica entre rectificadores.

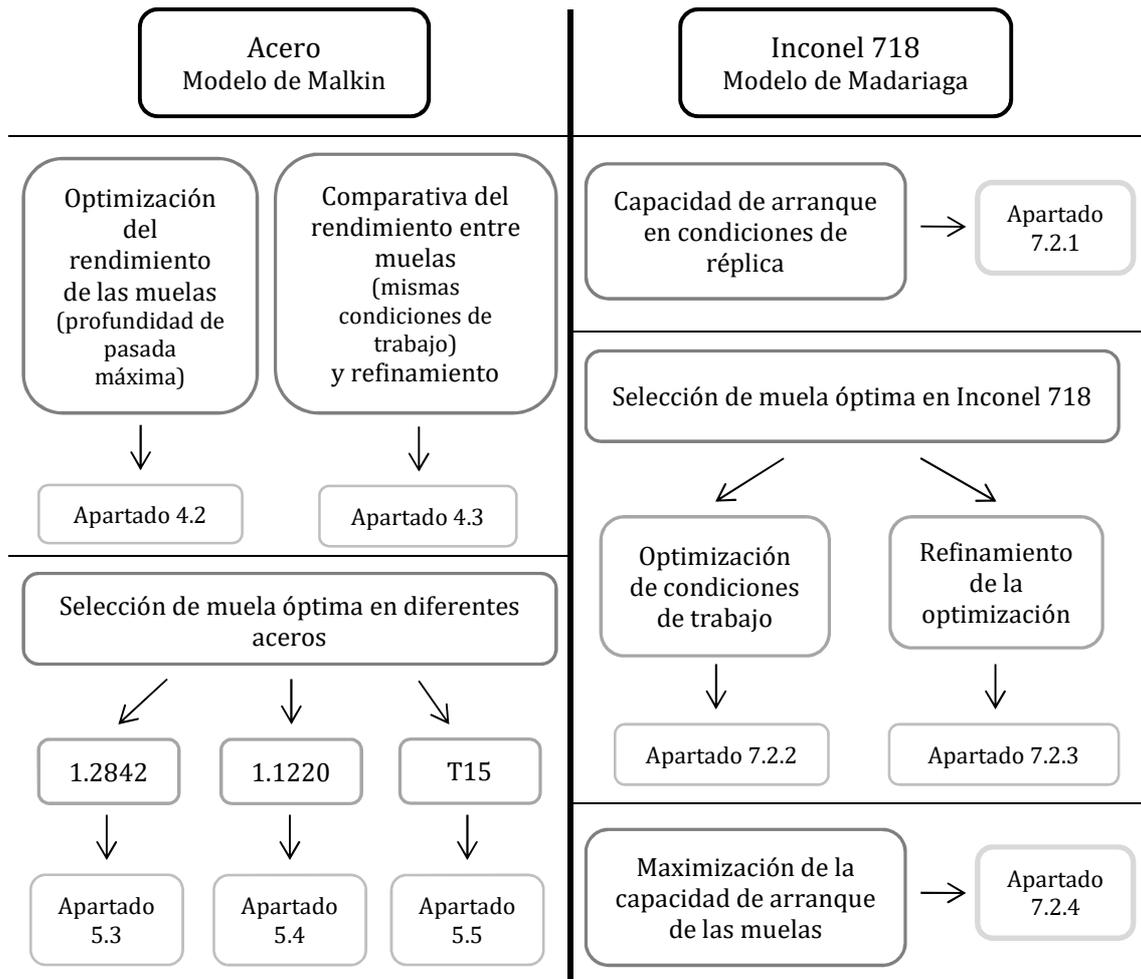


Figura 1.23. Esquema de los ensayos realizados según la metodología *Metodes*.

Capítulo 2

Set-up experimental

2. *Set-up* experimental

En este capítulo se describen las variables de salida que se van a medir para caracterizar el proceso de rectificado y el *set-up* experimental utilizado en su determinación. Mediante el empleo de estas variables, en los siguientes capítulos se desarrollará un ensayo tipo para la evaluación del rendimiento de una muela abrasiva y, posteriormente, una nueva metodología para comparar el rendimiento de diferentes muelas en una aplicación determinada.

Las variables de salida seleccionadas se muestran en la Tabla 2.1, las cuales permiten un profundo análisis del comportamiento de una muela abrasiva. Estas variables se medirán tanto en la pieza (*in situ* en máquina y en laboratorio) como en la muela y la máquina rectificadora.

En la pieza se analizarán la rugosidad obtenida y las posibles variaciones de la microestructura del material.

En la muela se pretende analizar principalmente su desgaste. Para ello se considera necesario obtener datos referentes a su disminución radial debido al mecanismo de desgaste de fractura del aglomerante, el porcentaje de área desgastada (% de *wear flat area*) en los granos abrasivos y el número de granos activos por unidad de superficie.

En la rectificadora se medirán las fuerzas de corte mediante el uso de un dinamómetro y la potencia consumida a través del CNC de la máquina.

Tabla 2.1. Variables de evaluación del comportamiento de la muela.

Variable	Lugar de medición	Parámetro utilizado
Rugosidad	Pieza rectificada	R_a
Dañado térmico	Pieza rectificada	Microestructura Quemado
Desgaste	Muela abrasiva	% <i>wear flat area</i> Reducción radial
Fuerzas de corte	Dinamómetro	Fuerza tangencial Fuerza normal
Potencia consumida	CNC Máquina	Potencia del regulador del eje (TV51)

2.1 Variables de salida del proceso

Habiéndose definido en la Tabla 2.1 las variables a medir y analizar para evaluar el comportamiento de las muelas abrasivas, a continuación se procede a profundizar en ellas, realizándose una descripción de cada variable y las diferentes formas de medirlas.

2.1.1 Rugosidad

La rugosidad es habitualmente uno de los requisitos clave a alcanzar en un proceso de rectificado. Se trata de un parámetro sobre el cual el desgaste de la muela ejerce una alta influencia. El aumento de la rugosidad obtenida en la pieza como consecuencia del desgaste de la muela se corrige con el diamantado de la muela. El hecho de utilizar el proceso de rectificado hacia el final del ciclo de fabricación de una pieza hace que se utilicen parámetros de proceso con un alto nivel de seguridad. Este criterio va en contra de la productividad, ya que se prioriza la obtención de la rugosidad requerida sobre la búsqueda del límite de la muela abrasiva que siga obteniendo esa misma rugosidad. De esta manera, se acelera la frecuencia de las operaciones de diamantado de la muela, aumentando los costes del proceso, debido al incremento de los tiempos muertos de diamantado y la reducción de la vida de la muela abrasiva.

El valor de rugosidad se determina utilizando el parámetro de rugosidad aritmética (R_a). Este es el valor más comúnmente utilizado en la industria y se refiere a la media aritmética de los valores absolutos de las coordenadas de los puntos del perfil de rugosidad en relación a la línea media obtenida a lo largo de la longitud de medición.

$$R_a = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n |Z_i| \quad \text{Ec. 2.24}$$

Existen otra serie de parámetros bastante extendidos en la determinación, tales como la rugosidad media y la rugosidad máxima.

La rugosidad máxima ($R_{m\acute{a}x}$) es la mayor de las rugosidades parciales (Z_i) que se presentan en la longitud de medición, es decir, la distancia entre el pico más alto y más bajo del perfil medido.

Por otro lado, la rugosidad media (R_z) se refiere a la media aritmética de los valores de rugosidad máxima de cinco tramos de medición consecutivos.

$$R_z = \frac{1}{5} (Z_1 + Z_2 + Z_3 + Z_4 + Z_5) \quad \text{Ec. 2.25}$$

Se ha optado por determinar la rugosidad mediante la rugosidad aritmética. El hecho de tener como objetivo el obtener una metodología práctica de determinación del rendimiento de las muelas, con una futura aplicación a nivel industrial, ha determinado optar por el valor que más se utiliza en la realidad industrial.

2.1.1.1 Equipamiento de determinación de la rugosidad

Para determinar el valor de rugosidad sobre la pieza se plantean dos métodos diferentes. Por un lado, y realizando la medición sobre la misma pieza, se utiliza un rugosímetro portátil (véase la Figura 2.1). Se realizan varias medidas en diferentes partes de la pieza, calculando tanto la media como la desviación de dichas medidas.

Por otro lado, se puede analizar el perfil de la pieza mediante perfilometría confocal. De este modo se obtiene tanto el valor de rugosidad aritmética en el ancho de la pieza como información relativa a su planitud, mediante su correspondiente tratamiento.

2.1.2 Dañado térmico

Otro de los aspectos claves a considerar en el comportamiento de la muela es el efecto que su desgaste produce sobre el aumento de temperatura en el punto de corte, con el consiguiente peligro de dañado térmico sobre la pieza.

El efecto de la temperatura en la estructura metalúrgica de la pieza cobra especial relevancia en el caso de materiales que sufren un cambio de fase por debajo de las temperaturas que se dan en el proceso.

Existen diferentes maneras de determinar si una pieza ha sufrido dañado térmico. Por una parte, se puede determinar el quemado de la pieza mediante una simple inspección visual. Este tipo de quemado provoca la aparición de zonas negras sobre la superficie de la pieza, pudiendo detectarse fácilmente mediante la correspondiente inspección visual. Por otra parte, la alteración de la microestructura se puede determinar de dos maneras diferentes: mediante la realización de curvas de microdureza y/o mediante el análisis metalográfico de la propia microestructura.

Existen asimismo otras técnicas, como la medición de perfiles de nanodureza y tensiones residuales, que requieren de equipamiento específico para su realización y que no serán empleados en la presente tesis doctoral.



Figura 2.1. Rugosímetro portátil.

2.1.2.1 Perfiles de micro-dureza

El cambio estructural bajo la superficie se puede evaluar realizando perfiles de microdureza desde la periferia de la pieza hacia el interior de la misma. En la Figura 2.2 se muestra la variación de dureza bajo la superficie de la pieza para distintas condiciones de rectificado. Las tres curvas superiores muestran una reducción de la dureza al incrementar la profundidad de pasada. Esto se debe a que la temperatura alcanzada en la pieza ha generado un tratamiento de revenido sobre el material templado de la pieza. La cuarta curva describe el perfil de durezas obtenido al someter la pieza a unas condiciones de rectificado severas ($a_e = 50\mu\text{m}$), generando quemado de la pieza y endurecimiento del material de la superficie. En este caso, la capa superficial se calienta por encima de la temperatura de transformación austenítica y se convierte en martensita, ya que el calor fluye rápidamente hacia la pieza una vez que la muela sobrepasa la zona de rectificado. Las capas internas se enfrían más lentamente y no se forma martensita, por lo que su dureza se reduce.

2.1.2.2 Análisis metalográfico

El cambio microestructural sufrido por la pieza también se puede determinar mediante un análisis metalográfico. Este análisis consiste en atacar la pieza mediante una disolución ácida, que provoca un desgaste selectivo de algunas fases y revela los límites entre distintas fases. En el caso del acero se emplea Nital, que es una disolución compuesta por un 5% de ácido nítrico en alcohol metílico, que permite diferenciar la perlita de la ferrita y la martensita. Asimismo, mediante este análisis, se puede cuantificar la profundidad de daño térmico sufrido por la pieza. Esta profundidad es la longitud de microestructura, desde la superficie de la pieza hacia el interior de la misma, que ha sufrido alteraciones.

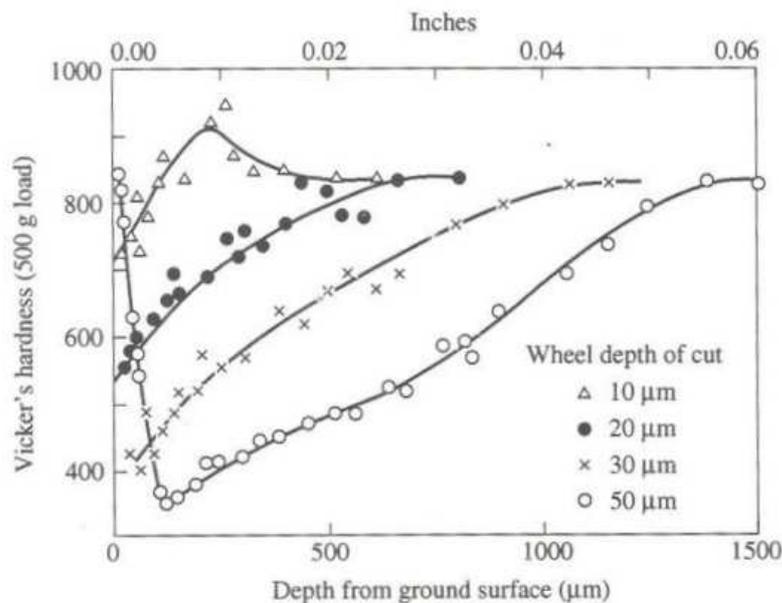


Figura 2.2. Evolución de la dureza bajo la superficie de piezas sometidas a distintas condiciones de rectificado [Takazawa, 1966].

La Figura 2.3 muestra un ejemplo del dañado térmico sufrido por una pieza rectificada en condiciones agresivas. En la imagen se distinguen tres zonas, las cuales se describen a continuación.

La zona inferior de la imagen (zona C) muestra la microestructura del material típica después de haber realizado un temple y revenido y que corresponde con la microestructura inicial del material. Esta microestructura, en función de la composición del acero y tratamiento recibido, puede estar formada por martensita revenida y austenita residual o únicamente martensita revenida. Se distinguen dos zonas en la imagen: una zona oscura y otra zona clara. Si la dureza de la zona oscura es mayor que la del material base, la estructura inicial corresponde a martensita revenida más austenita retenida. El aumento de dureza de la zona oscura es debido a la transformación de la austenita retenida a martensita. Por otro lado, si la dureza de la zona oscura es menor que la del material base, su estructura inicial es únicamente martensita revenida. En este caso, no aparece austenita retenida ya que la disminución de dureza sería debida al sobrevenido de la martensita.

En la siguiente capa (zona B), se observa un dañado impredecible debido a la liberación de carbono con propiedades intermedias [Ulutun & Ozel, 2011]. En el caso de que el material base esté formado por martensita revenida y austenita residual, la precipitación de carburos provoca la disminución del porcentaje de carbono disuelto en la austenita residual. De esta manera, la austenita residual se transforma en martensita en el enfriamiento del material. En el supuesto de que la estructura del material base sea únicamente martensita revenida, se produce un sobrevenido que provoca una mayor precipitación de carburos, lo que hace que la zona se vea más oscura.

Por último, se distingue una capa de color claro denominada capa blanca (zona A). La aparición de esta capa es bastante habitual en este tipo de procesos y es debida a una refusión [Stier, 1988] o reendurecimiento [Tönshoff et al., 1995] del material a altas temperaturas, lo que provoca una disolución de la microestructura inicial. Esta capa posiblemente esté formada por martensita (sin revenir) y austenita residual, según publican diversos autores, independientemente de que en el material base no aparezca austenita residual, [Matsumoto et al., 1984, Vyas & Shaw, 2000], ya que esta ha podido ser eliminada mediante revenidos múltiples o por temple subcero, tratamientos no realizados sobre la capa blanca.

La profundidad de dañado térmico es determinada por la suma del grosor de las dos anteriores capas.

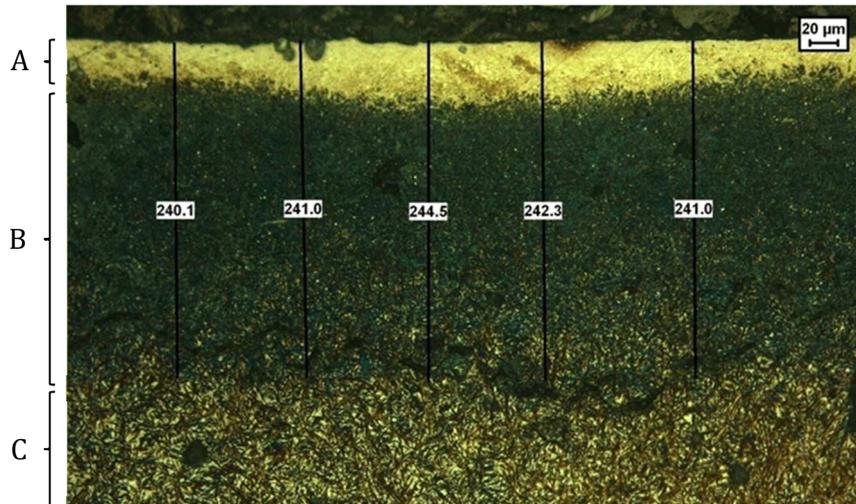


Figura 2.3. Análisis metalográfico de una superficie rectificada en condiciones agresivas [Puerto, 2013].

2.1.3 Desgaste de la muela abrasiva

Otro de los aspectos claves en la evaluación del comportamiento de las muelas abrasivas reside en el conocimiento de la evolución del desgaste sufrido durante el propio rectificado. Para ello es necesaria tanto la identificación del mecanismo de desgaste ocurrido (véase el Apartado 1.2.2.1) como la cuantificación de la reducción radial de la muela abrasiva. Esta identificación permite analizar el comportamiento de la muela, prediciendo su efecto sobre la pieza rectificada. El autoafilado de los granos abrasivos permite retrasar la necesidad de diamantar la muela. Sin embargo, hay que considerar la posibilidad de que, a pesar de este autoafilado, la muela pueda embotarse debido a su estructura y el caudal de viruta arrancado.

Por otra parte, el desgaste por fractura del aglomerante provoca una reducción radial que afecta tanto a la redondez de la muela como a la posibilidad de no obtener la profundidad final programada. Esta diferencia entre profundidad teórica programada y profundidad real obtenida provoca dos situaciones diferentes en función de si se trata de una operación de desbaste o acabado.

En el marco de una operación de desbaste, la reducción radial de la muela provoca que la cantidad de material arrancado sea menor a la prevista. De esta forma, la crez de mecanizado a rectificar en la fase de acabado es mayor que la inicialmente definida. Este hecho hace que las condiciones reales difieran de las teóricas para las cuales se había optimizado el proceso.

Por otra parte, si se trata de una operación de acabado, esta reducción radial y pérdida de la redondez de la muela provoca que la muela rebote sobre la pieza, ya que la zona periférica de la muela que entra en contacto con la pieza no es igual según gira la misma. De esta manera, el corte de los granos abrasivos no es homogéneo, incidiendo tanto sobre la rugosidad a alcanzar como sobre la tolerancia dimensional (*IT*) requerida. Igualmente es factible la aparición de olas sobre la superficie de la pieza.

Este problema se puede resolver aumentando los diamantados a realizar a la muela, así como las pasadas de chispeo, lo que incide en un mayor consumo de muelas y un decremento en la productividad del sistema, donde se prima la obtención de las características sobre la pieza por encima de la búsqueda de las condiciones óptimas de rectificado y el aumento de la productividad.

Se disponen de diferentes procedimientos para determinar el desgaste sufrido por la muela abrasiva. La escala micrométrica de esta variación radial complica su correcta medición, pudiéndose realizar sobre la misma muela abrasiva, sobre la pieza o realizando una huella sobre una pieza auxiliar donde poder medir dicha variación radial.

El valor del desgaste radial sufrido por la muela abrasiva, unido al volumen de material arrancado en la pieza, da lugar a la definición del ratio G (véase el Apartado 1.2.2.2).

2.1.3.1 Porcentaje de wear flat area (A) y n° de granos activos (C_a)

La particular estructura y topografía de las muelas abrasivas dificulta significativamente realizar las medidas sobre las propias muelas, lo que conlleva que esta sea la forma más complicada de obtenerlas. Dentro del grupo de investigación en el que se enmarca esta tesis se ha desarrollado un sistema de medición automatizado del porcentaje de *wear flat area* (A) y número de granos activos (C_a). Este sistema se basa en la utilización de una cámara CCD [Puerto, 2013]. La cuantificación de los parámetros de desgaste anteriormente citados se realiza siguiendo los siguientes pasos:

- Obtención de una imagen en color mediante la cámara CCD.
- La imagen es convertida a grises.
- Se fija un límite de grises, lo que transforma la imagen a blanco y negro.
- Aplicación de un factor de corrección que cierra áreas.
- Recuento de píxeles blancos, los cuáles se dividen entre el área total, dando como resultado el porcentaje de *wear flat area*.

Estos pasos son similares a los seguidos en la determinación de ambos valores mediante el uso de un microscopio óptico (véase la Figura 2.4), el cual ha permitido validar el sistema de medición automatizado. La diferencia entre el tratamiento manual de la imagen ((c) y (d) en la Figura 2.4), y el tratamiento automatizado ((e) en la Figura 2.4) reside en la fijación, para este último caso, de un valor estándar de límite de grises y de un número de píxeles a cerrar para todas las imágenes, evitando así la intervención del usuario.

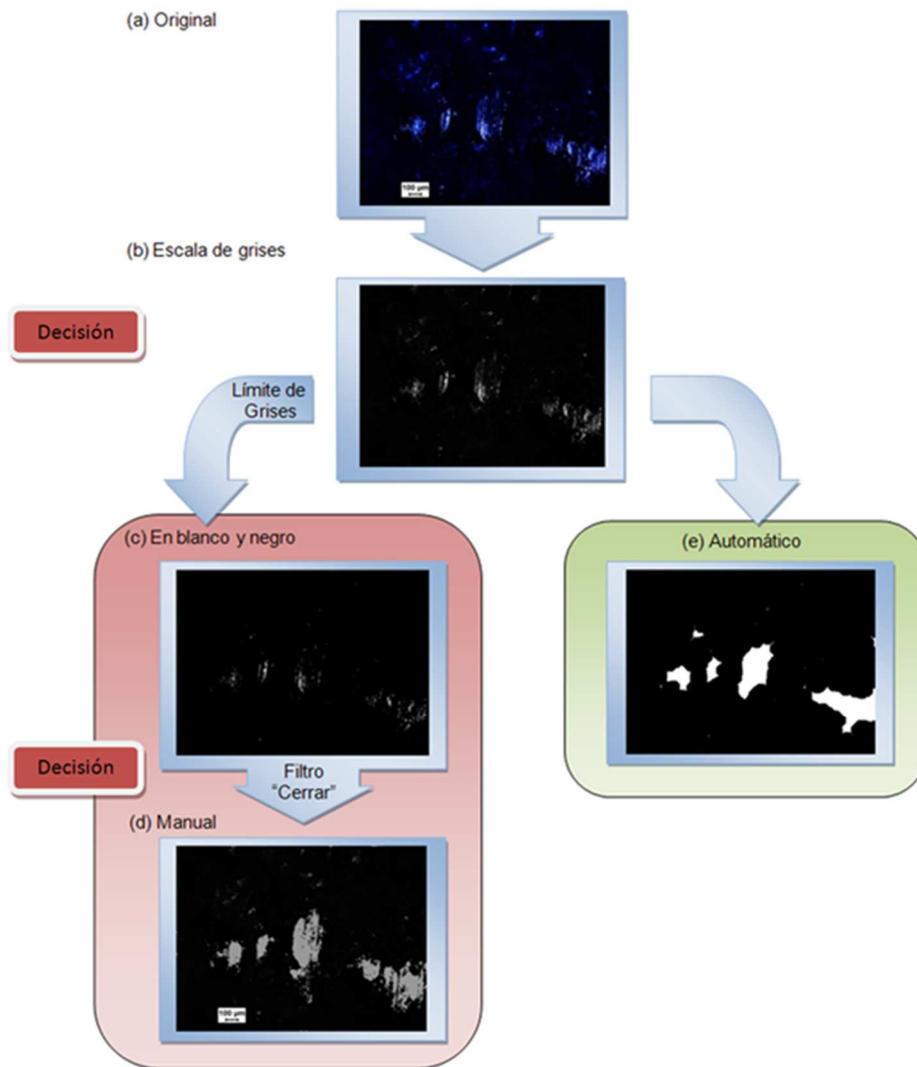


Figura 2.4. Procesamiento de imágenes: (a) imagen capturada en el microscopio; (b) imagen en escala de grises; (c) imagen monocromática; (d) imagen obtenida tras el tratamiento manual; (e) imagen tras el tratamiento automático [Puerto, 2013].

La automatización del recuento del número de granos activos emplea un procedimiento similar al descrito en la determinación de A , aunque con consideraciones diferentes:

- Se eliminan las áreas cercanas a un grano que estén a menos distancia que el radio del grano.
- Los granos con un tamaño mayor que el diámetro máximo del grano se dividen en diferentes granos.
- Las áreas muy pequeñas son suprimidas, evitando considerar como granos activos los reflejos de viruta alojada en la muela y/o gotas de lubricante.

En ambos casos, los valores obtenidos de A y C_d se obtienen después de tomar 36 imágenes a lo largo de la periferia de la muela (una imagen cada 10° de giro). Este desarrollo ha supuesto la creación de una aplicación, denominada *SnapGrinding*, que ha sido patentada [Puerto et al., 2014].

SnapGrinding permite, desde una sola pantalla, controlar todos los pasos a realizar para la toma de imágenes, enviando órdenes a los correspondientes dispositivos. En la misma pantalla se da la opción de realizar el ajuste del tiempo de exposición, luz, etc. para una correcta toma de imagen dependiendo de la aplicación. Una vez ajustados los parámetros, el software se encarga de mandar las órdenes de tomas de fotos y de giro de muela las 36 veces sin que el usuario tenga que realizar ninguna otra acción para ello. Existe la opción de parar la adquisición cuando el usuario lo crea conveniente.

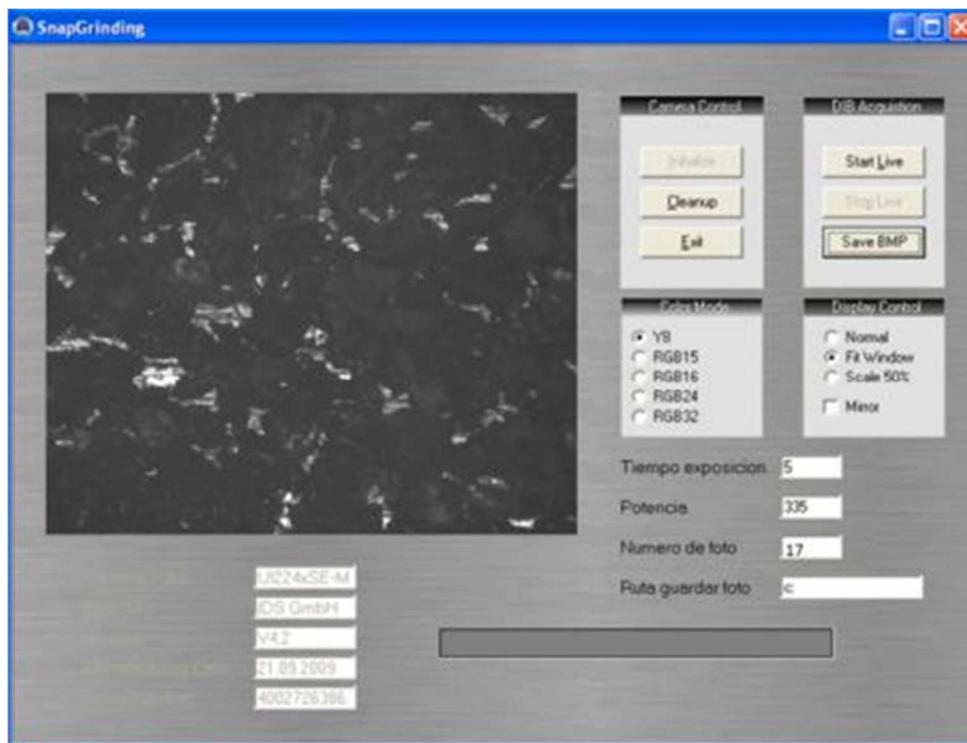


Figura 2.5. Pantalla de control de la aplicación *SnapGrinding*.

2.1.3.2 Reducción radial de la muela abrasiva

Otro de los parámetros de determinación del desgaste de la muela es la variación radial de la misma provocada por el desprendimiento de los granos abrasivos durante el rectificado de la pieza.

Una de las opciones para determinar el desgaste radial sufrido por la muela es medir la distancia existente entre la pieza y una pieza patrón tanto al inicio como al final de la operación de rectificado correspondiente, tal y como se muestra en la Figura 2.6(a). De esta forma se conocerá la profundidad real ocurrida durante la operación de rectificado. La diferencia entre la profundidad teórica programada en la máquina y la realmente obtenida determina la reducción radial producida en la muela abrasiva. Para poder concluir que el motivo de esta diferencia sea realmente la reducción del radio de la muela, es necesario realizar las pasadas de chispeo necesarias al finalizar la operación que eviten que parte de esa diferencia sea consecuencia de la deflexión sufrida por la muela durante el rectificado.

La diferencia de alturas, considerando que se trata de micras, es recomendable realizarla mediante medición láser (véase la Figura 2.6(b)).

Otro método aceptado en bibliografía [Malkin & Guo, 2008, Pombo et al., 2010] para la determinación del desgaste de la muela consiste en realizar una réplica del perfil de la muela, dejando una huella en otro cuerpo (chapa, grafito) de pequeño espesor. Para ello, se realizan ensayos sobre una pieza con un ancho de rectificado menor al ancho de la muela abrasiva. De esta forma, se obtiene un escalón sobre la muela que queda replicado sobre el cuerpo. La huella sobre dicho cuerpo se produce mediante un movimiento de penetración, con la muela girando, de la muela sobre el cuerpo. El motivo de utilizar un cuerpo con espesor tan pequeño reside en no provocar un mayor desgaste sobre la muela al realizar la propia operación de réplica del perfil.

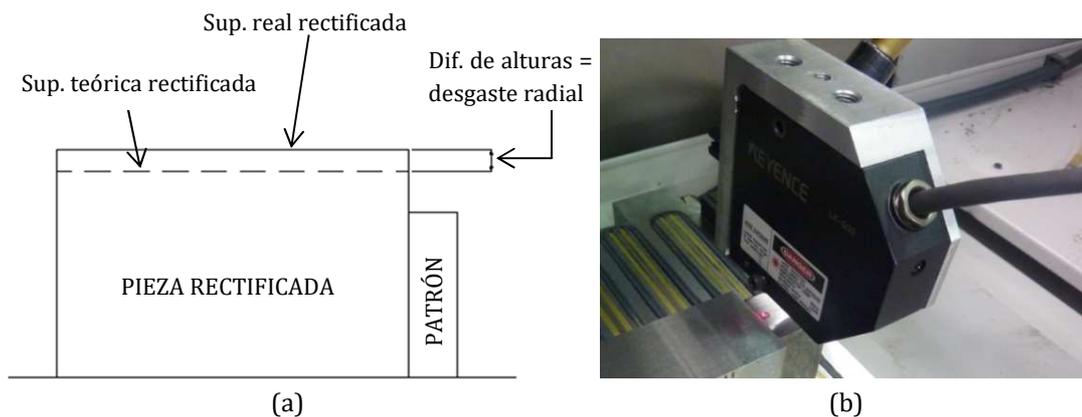


Figura 2.6. Esquema representativo de la medición del desgaste radial mediante patrón (a) y medición de la diferencia de alturas entre pieza y patrón mediante láser (b).

Una vez obtenida la huella sobre el cuerpo, se procede a medir la diferencia de altura existente en la chapa, que muestra el escalón entre la zona de la muela diamantada y no utilizada en la operación de rectificado y el ancho de muela desgastado (véase la Figura 2.7(b)). Este escalón se puede medir de diferentes maneras, destacando el uso del láser y del perfilómetro confocal.

2.1.4 Fuerzas de corte

La fuerza total de corte para operaciones en penetración, caso del rectificado tangencial, se descompone en una componente tangencial (F_t) y una componente normal (F_n), tal y como se muestra en la Figura 2.8.

En rectificadores de poca profundidad, donde las profundidades de pasada son pequeñas, la fuerza tangencial es muy cercana a la dirección horizontal. Asimismo, la fuerza normal es muy cercana a la dirección vertical. Esta aproximación no se puede realizar en otro tipo de rectificadores que permitan grandes profundidades de pasada, tales como el rectificado de corte pleno.

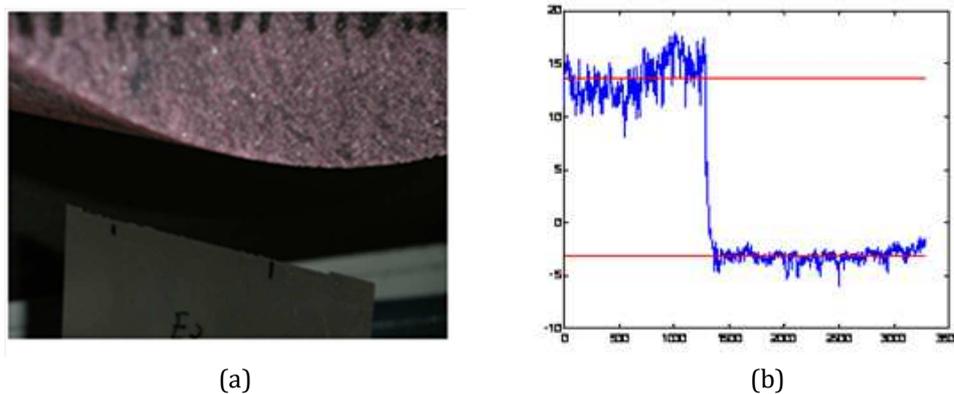


Figura 2.7. Cuerpo con la huella de la muela (a) y perfil obtenido mediante perfilometría confocal (b).

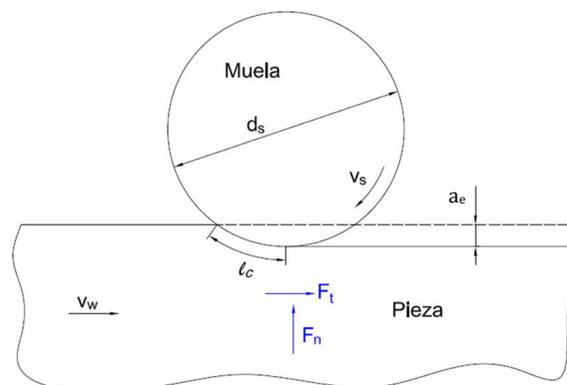


Figura 2.8. Ilustración de los componentes de la fuerza de corte para un rectificado tangencial (adaptado de [Malkin & Guo, 2008]).

Tal y como se ha definido anteriormente (véase el Apartado 1.1), la formación de viruta en el proceso de rectificado da lugar a tres fenómenos: rozamiento, labrado y corte del material. El mecanismo que tiene lugar depende del estado en el que se encuentre la muela abrasiva. Una muela con los granos afilados es capaz de cortar el material produciendo menos rozamiento y labrado. Según se desgasta la muela, debido a la generación del *wear flat area* en los granos, se aumenta el rozamiento entre muela y pieza, lo que provoca un aumento en la fuerza normal a la superficie (véase la Figura 2.9). Esta variación de la fuerza normal debido al desgaste sufrido por la muela hace que sea un parámetro de salida válido para evaluar el comportamiento de las muelas.

El equipamiento típico para medir fuerzas de corte en el rectificado tangencial es la placa dinamométrica. Este tipo de sensor de fuerzas es capaz de medir fuerzas y/o momentos en diferentes dirección en función del modelo disponible.

2.1.5 Potencia de corte y potencia consumida

La potencia de corte está asociada a las componentes de la fuerza total de corte de la siguiente manera:

$$P = F_t(v_s \pm v_w)$$

Ec. 2.26

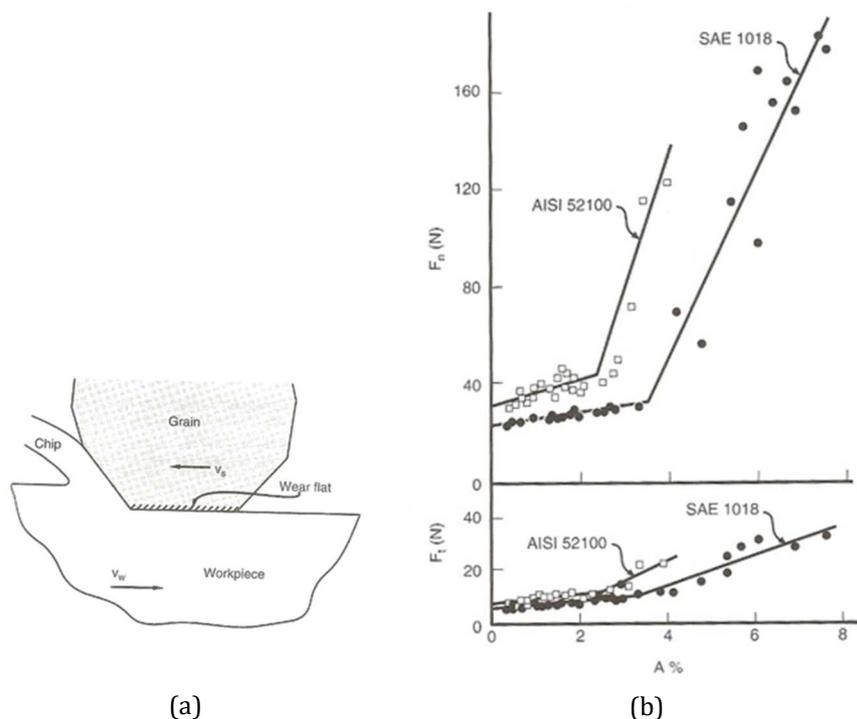


Figura 2.9. Rectificado con un grano abrasivo desgastado (a) y relación entre la fuerza normal y el % de *wear flat area* (b)[Malkin & Guo, 2008].

El signo positivo de la formula se refiere al rectificado en contraposición, es decir, cuando la velocidad periférica de la muela y la de la pieza son opuestas. Por el contrario, el signo negativo se refiere al rectificado en concordancia, el cual se da cuando ambas velocidades tienen la misma dirección. Habitualmente, la velocidad periférica de la muela (v_s) es mucho mayor que la velocidad de la pieza, lo que provoca la siguiente simplificación:

$$P = F_t v_s \quad \text{Ec. 2.27}$$

Actualmente, gracias al desarrollo en las máquinas rectificadoras, motores y controles numéricos, se puede medir la potencia directamente durante el proceso. El valor obtenido corresponde a la potencia consumida, medida en el motor o en el regulador, y difiere de la potencia de corte que se da en la zona de corte entre pieza y muela. En función de la máquina disponible, es posible realizar la captación de los valores de potencia consumida en cada uno de los motores y reguladores que gobiernan los movimientos de los ejes de la máquina.

2.2 Equipamiento científico-técnico

La necesidad de realizar un gran número de ensayos obliga a diseñar un *set-up* en la máquina rectificadora que contemple todo el equipamiento necesario para la medición de los parámetros de salida a analizar. Se ha desarrollado un *set-up* capaz de dar respuesta a todos los objetivos planteados en esta tesis. De esta forma, se pretende disponer de la capacidad para poder realizar ensayos de rectificado en los que se midan la mayor parte de las variables de salida características del proceso, tanto industriales como científicas.

En el Apartado 2.1, se han descrito diferentes métodos de medición para cada una de las variables de salida definidas. De entre todos los métodos disponibles, se han seleccionado aquellos que son utilizados más comúnmente en la industria. Esto es debido al carácter industrial que se le va a dar al ensayo tipo que se quiere desarrollar. En la Tabla 2.2 se muestra el equipamiento seleccionado para medir cada una de las variables de salida a analizar.

2.2.1 Máquina-rectificadora

La máquina rectificadora en la que se realizarán los ensayos es una GER tangencial, modelo SC-100/50CNC. Las características principales de la máquina se muestran en la Tabla 2.3.

Por otra parte, el propio proceso de rectificado define las variables de entrada a considerar en cualquier ensayo a realizar. Estas variables (véase la Tabla 2.4) están estrechamente ligadas a los datos técnicos de la propia máquina.

Tabla 2.2. Equipamiento utilizado en la medición de los parámetros de salida.

Variable	Parámetro utilizado	Equipamiento
Integridad superficial	R_a Microestructura Quemado superficial	Rugosímetro portátil Análisis metalográfico Inspección visual
Desgaste	% wear flat area Decremento del radio	Cámara CCD Láser
Fuerzas de corte	Fuerza tangencial Fuerza normal	Dinamómetro: <i>Kistler</i> 9052B
Potencia consumida	Potencia consumida	CNC Fagor 8070

Tabla 2.3. Datos técnicos de la máquina rectificadora.

Parámetro	Valor	Unidad
Campo máx. de rectificado	1000x580	mm
Velocidad mvto. longitudinal	2÷25	m/min
Velocidad mvto. transversal	0,02÷5	m/min
Velocidad mvto. vertical	0,02÷2	m/min
Dimensiones de la muela	400x80x127	mm
Potencia del motor del cabezal	11	kW
Potencia total instalada	22	kW

Tabla 2.4. Variables de entrada del proceso de rectificado.

Variable de entrada	Parámetro
Material de la pieza	Referencia
Diamantado	Velocidad de la muela Avance Profundidad de pasada
Condiciones de corte	Velocidad de la muela Velocidad de la pieza Profundidad de pasada
Muela abrasiva	Referencia
Lubricante	Referencia

Existen otro tipo de datos técnicos relativos a las dimensiones de la máquina. Entre ellos cabe destacar el campo máximo de rectificado posible en la máquina, que es de 1000 x 580 mm. Este valor será el que limite las piezas a rectificar en esta máquina, lo que permite realizar ensayos con piezas de gran tamaño.

La máquina-rectificadora está controlada por un CNC Fagor8070®. Se trata de un control de altas prestaciones, en el cual el uso de un interface Sercos entre el CNC y los accionamientos digitales permite mejorar la respuesta del sistema y obtener un mayor grado de precisión en el rectificado. Además, este control es un sistema embebido, el cual permite implementar aplicaciones exteriores en el propio control de la máquina.

Las dimensiones y características de la máquina permiten el uso y/o el acoplamiento del equipamiento seleccionado para medir las variables de salida que permitan analizar el comportamiento de las muelas abrasivas. A continuación se procede a describir dicho equipamiento, haciendo especial hincapié en sus características.

2.2.1.1 Rugosímetro portátil

Para determinar la rugosidad se utilizará el rugosímetro portátil Mitutoyo SJ-210 (véase la Figura 2.1(a)). Se trata de un rugosímetro comúnmente utilizado en la industria con el objeto de medir la rugosidad de piezas acabadas.

Las condiciones utilizadas en las mediciones de rugosidad se muestran en la Tabla 2.5. Es importante señalar que estas condiciones han sido siempre las mismas en todas las mediciones con objeto de asegurar la validez de la comparación entre ellas.

La medida de rugosidad más comúnmente utilizada es la rugosidad aritmética R_a , por lo que este será el valor medido. Se tomarán cinco medidas a lo largo de la longitud de la pieza en sentido transversal (sentido de rugosidad más crítico). El valor a considerar será la media resultante de estas cinco medidas.

2.2.1.2 Láser

El parámetro más comúnmente utilizado en la industria para comparar muelas abrasivas entre sí es el ratio G (véase la Apartado 1.2.2.2). Este ratio relaciona el volumen de material arrancado durante el rectificado con el volumen de muela desgastado. A igual volumen de material rectificado, un mayor desgaste en la muela da como resultado un valor de ratio G menor que en muelas donde el desgaste es menor.

Tabla 2.5. Condiciones de medida utilizadas en el rugosímetro.

Variable	Valor
Norma	ISO 1997
Velocidad de captura	0,5 mm/s
λ	0,8
Longitud de barrido	x 3

Entre los métodos analizados y disponibles, se ha seleccionado el método de determinar la reducción radial mediante una réplica del perfil en una pieza auxiliar (véase el Apartado 2.1.3.2). Este método obliga a que la probeta utilizada en la realización de ensayos tenga una anchura menor a la anchura de la muela, lo que permite la réplica de dos superficies, una desgastada y otra no. La diferencia de altura entre ellas corresponde al desgaste sufrido por la franja de la muela utilizada en rectificado.

Asimismo, se analizará el estado de los granos abrasivos mediante la medición del porcentaje de *wear flat area* y número de granos activos utilizando la aplicación *SnapGrinding*, la cual se basa en la toma de imágenes por una cámara CCD (véase el Apartado 2.1.3.1).

2.2.1.3 Placa dinamométrica

La captación de fuerzas se efectúa con un dinamómetro *Kistler 9257B* acompañado de un amplificador *5070A*, que trata la señal de salida del dinamómetro para su posterior análisis y visualización en el ordenador mediante el software *DinoWare*.

El principio de funcionamiento se basa en los sensores piezoeléctricos que componen las placas *Kistler*. Dichos sensores generan un voltaje eléctrico cuando son sometidos a una carga mecánica, proporcionando como salida un voltaje linealmente proporcional a la carga que actúa sobre el sensor.

El amplificador convierte ese voltaje en valores normalizados para que luego puedan ser evaluados por el sistema de procesamiento en línea de la señal, amplificando la señal a un nivel que pueda ser muestreado por el sistema de recogida de datos.



Figura 2.10. Dinamómetro *Kistler 9257B* (a) y amplificador *Kistler 5070A* (b).

2.2.1.4 CNC Fagor8070®

La rectificadora GER está equipada con un control numérico Fagor 8070®. Este CNC de última generación permite registrar los valores de distintas variables al instante y durante el propio proceso.

Debido a que la potencia de corte se debe a la fuerza de corte y a la velocidad tangencial de la muela, se pretende analizar la potencia consumida por su eje de giro (S). El CNC dispone de dos variables que registran los valores obtenidos de potencia consumida en el eje de giro de la muela (véase la Tabla 2.6).

La principal diferencia entre ambas señales se debe al lugar en el que se registran los valores. Mientras la variable *DRV.TV51.S* (en adelante *TV51*) registra la potencia útil en el regulador (potencia eléctrica), la señal *DRV.TV50.S* (en adelante *TV50*) capta los valores de potencia útil del motor (potencia mecánica).

Estas dos variables están relacionadas por el rendimiento de la cadena cinemática que facilita el giro del eje de la muela abrasiva.

$$P_{50} = \rho P_{51} \quad \text{Ec. 2.28}$$

Una vez realizadas las primeras captaciones de ambas variables, se decide utilizar la potencia útil del regulador (*TV51*) debido a que su valor puede ser calculado mediante la Ec. 2.29, basándose en la tensión (V) e intensidad (I_{51}), y los valores adquiridos coinciden plenamente con esta.

$$P_{51} = \sqrt{3}VI_{51} \quad \text{Ec. 2.29}$$

Tabla 2.6. Variables de registro de potencia consumida en el eje de giro en el CNC Fagor 8070®.

Variable	Función	Valores válidos	Unid.
DRV.TV51.S	Visualización del valor real de la potencia activa total suministrada por el regulador, es decir, la potencia útil suministrada por el motor asíncrono más la suma de todas las potencias perdidas en el propio motor y en el cableado. El signo de esta variable dependerá de si el motor acelera (+) o frena (-).	-2 147 483,647 ... 2 147 483,647	W
DRV.TV50.S	Visualización del valor real de la potencia activa total suministrada por el motor del cabezal, es decir, su potencia útil. El signo dependerá de si el motor acelera (+) o frena (-).	-100,00 ... 100,00.	kW

La verificación se realiza midiendo la intensidad con la ayuda de un polímetro. Por otro lado, se sabe que la tensión de línea que suministra la red es de 380V para la velocidad máxima de la muela (1.500 rpm). Los registros se han realizado mediante un ensayo en el cual la velocidad de giro era de 1.450 rpm, lo cual, suponiendo una relación lineal, da una tensión de 367,33V.

Se han captado las dos señales y se han contrastado con las fuerzas obtenidas mediante una placa dinamométrica. El análisis de los resultados concluye que la señal TV51 se aproxima de una manera más precisa a las fuerzas de corte captadas por la placa, tal y como se muestra en el Apartado 2.2.1.5.

2.2.1.5 Potencia consumida vs Fuerza de corte

Así como la fuerza de corte se trata de una variable clave en el desarrollo de modelos de predicción de dañado térmico, la potencia consumida es la variable industrial más utilizada en el análisis de proceso de rectificado. Además esta última variable es fácilmente medible, tanto en máquinas rectificadoras con la capacidad de medirla directamente, como incluso en máquinas que no disponen de un CNC moderno, mientras que la fuerza de corte necesita de un dinamómetro caro y correctamente calibrado, además de un entorno adecuado para su uso.

Ante la importancia de esta medición, se ha decidido validar los valores obtenidos en el registro de la variable de potencia comparándolos con las fuerzas de corte (en adelante Fuerzas *Kistler*) obtenidas por medio del dinamómetro *Kistler* [Belza, 2010].

La principal diferencia entre la captación de las fuerzas de corte y la potencia consumida radica en el número de muestras captadas. La frecuencia de muestreo empleada por el dinamómetro está limitada por el rango de frecuencia del amplificador. Por tanto, como máximo se podrá medir a 45 kHz, ya que el amplificador 5070A dispone de un rango de frecuencia que oscila entre 0 y 45 kHz. En muchas aplicaciones la cantidad de muestras recogidas a tan altas frecuencias es excesiva, por lo que suelen emplearse menores frecuencias. Es importante indicar que esta frecuencia debe ser diferente a la frecuencia natural del dinamómetro para que no haya errores en la medición.

Por otro lado, en la captación de la potencia consumida mediante la variable TV51, el tiempo de muestreo mínimo es definido por el ciclo de SCAN del CNC. En el caso de la rectificadora empleada en este trabajo, el tiempo total que el autómatas emplea para realizar un ciclo de operación es mínimamente de 8ms. Es por ello por lo que no se pueden obtener muestras en intervalos menores que ese tiempo.

En consecuencia, el dinamómetro proporciona mayor resolución temporal en la medición de las fuerzas durante el proceso, mientras que el CNC dispone de mayor capacidad de almacenar datos para un mismo tamaño de fichero de salida.

Se han realizado ensayos con el objetivo principal de captar las medidas proporcionadas por el dinamómetro y la variable TV51 para poder compararlas. Las condiciones de dichos ensayos vienen definidas en la Tabla 2.7.

Tabla 2.7. Condiciones del ensayo.

Parámetro		Referencia/Valor	Unidad
Pieza	Material	1.1191	
	Dimensiones	165 x 98 x 30	mm
Muela abrasiva	Referencia	CBL36_2H10V489P24P	
	d_s	392	mm
	b_s	80	mm
Condiciones de rectificado	v_s	30	m/min
	v_w	15.000	mm/min
	a_e	0,02	mm
	nº de pasadas	20	

En estos ensayos, el ancho de la pieza es mayor que la anchura de la muela, por lo que se realiza un rectificado con movimiento transversal, de forma que se rectifique toda la superficie de la pieza. La profundización se realiza siempre en el mismo punto, de forma que cada profundización consta de dos movimientos transversales de ida y otros dos de vuelta, hasta situar la muela en el punto de partida, donde se realizará la siguiente profundización. De esta forma, se realizan cuatro pasadas en cada nivel de profundización.

La Figura 2.11 muestra las dos pasadas de ida (números 1 y 2), así como las dos pasadas de vuelta (números 3 y 4). Rectificando con esta estrategia, existen dos anchuras de rectificado diferentes, debido al movimiento transversal que se realiza para poder rectificar toda la superficie de la pieza. La anchura mínima (d_1) corresponde a las pasadas 1 y 4 y tiene un valor de 50 mm. En las pasadas 2 y 3 la muela se posiciona mediante un avance transversal menor que la anchura de la muela. De esta forma, la anchura máxima (d_2) es de 78 mm.

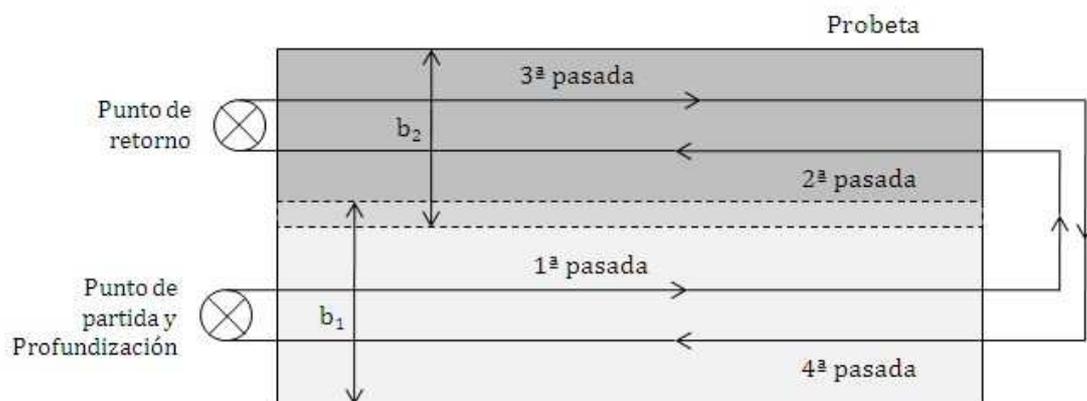


Figura 2.11. Esquema de los movimientos realizados por la muela en cada nivel de profundización.

Una vez realizados los ensayos, la captación realizada por ambos sistemas corresponde a dos señales como las mostradas en la Figura 2.12.

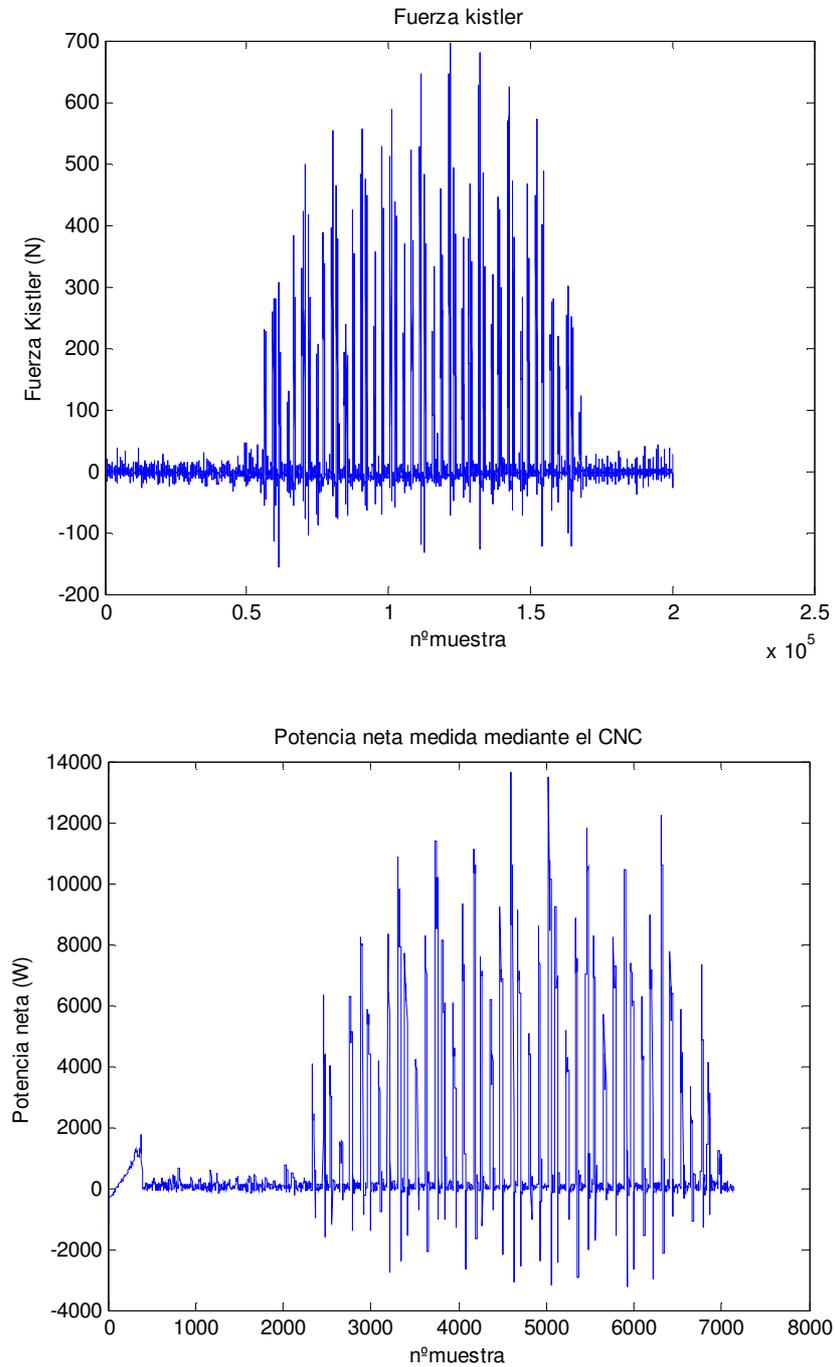


Figura 2.12. Gráfica de señales captadas: fuerza de corte por el dinamómetro y potencia consumida por el regulador del eje de giro de la muela.

Para poder realizar una comparativa entre ambas señales, es necesario realizar un tratamiento de los datos obtenidos. Se han realizado los siguientes pasos con el objetivo principal de poder compararlas:

- Realización del mismo ensayo sin llegar a rectificar con objeto de cuantificar la potencia en vacío.
- Resta de la potencia de vacío a la potencia consumida (variable *TV51*) obtenida durante el ensayo.
- Se deducen las fuerzas de corte (en adelante Fuerza CNC), calculadas en función de los valores de potencia registrados. El cálculo se realiza de la siguiente manera:

$$F = \frac{P_c}{v_s} \quad \text{Ec. 2.30}$$

- Representación en gráficas en función del tiempo, corrigiendo el desfase entre señales, según muestra la Figura 2.13.
- Cálculo de la fuerza media de cada pasada en ambas señales, es decir, el valor medio de la fuerza en el momento en el que la muela está rectificando (véase la Figura 2.14(a)).
- Comparación de los valores medios de cada una de las señales para cada uno de las pasadas (véase la Figura 2.14(b)).
- Por último, se deduce la diferencia entre los valores de fuerzas medidos mediante el dinamómetro y las deducidas de los valores de potencia registrados por el CNC, graficándolas según se muestra en la Figura 2.15.

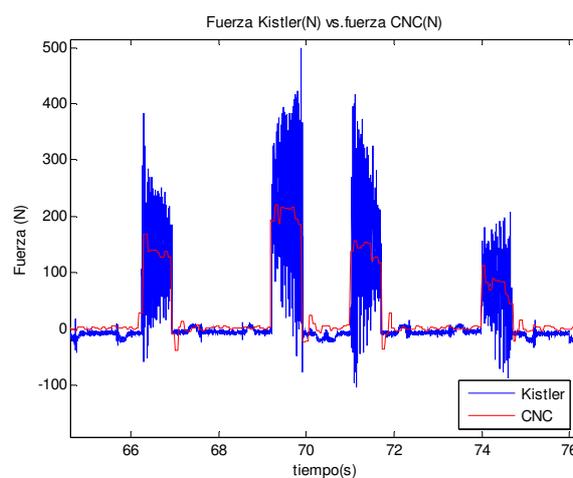
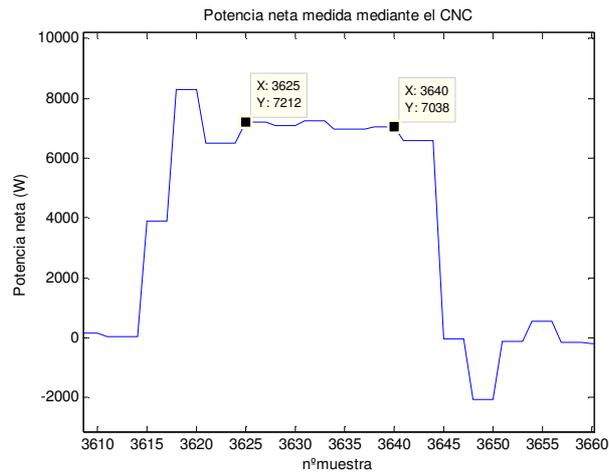
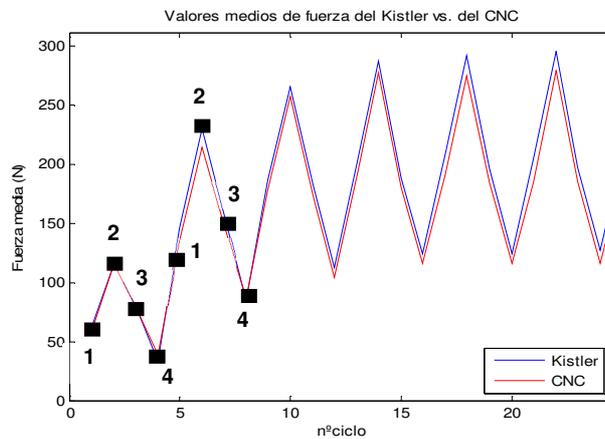


Figura 2.13. Gráfica de señales de fuerzas *Kistler* y CNC solapadas.



(a)



(b)

Figura 2.14. Tramo de la fuerza utilizado en el cálculo de la fuerza media para cada ciclo (a) y comparación entre señales de fuerzas *Kistler* y CNC (b).

Tal y como se preveía, la pasada 2 es la que mayor fuerza provoca (véase la Figura 2.14(b)), debido a que su anchura de rectificado es la mayor. La pasada 3, a pesar de realizarse con la misma anchura, vuelve a pasar por una superficie previamente rectificada en la pasada 2, por lo que efectúa, en parte, una pasada de chispeo. Esto provoca que las fuerzas generadas sean menores que en la pasada anterior. La diferencia entre los valores de fuerzas de corte registrados por el dinamómetro *Kistler* y los valores deducidos de la medición de la potencia consumida mediante el CNC varía según la pasada, resultando una media de aproximadamente el 5%. Esta diferencia se considera perfectamente asumible, lo que permite validar la medida de la potencia consumida como parámetro de salida del proceso de rectificado.

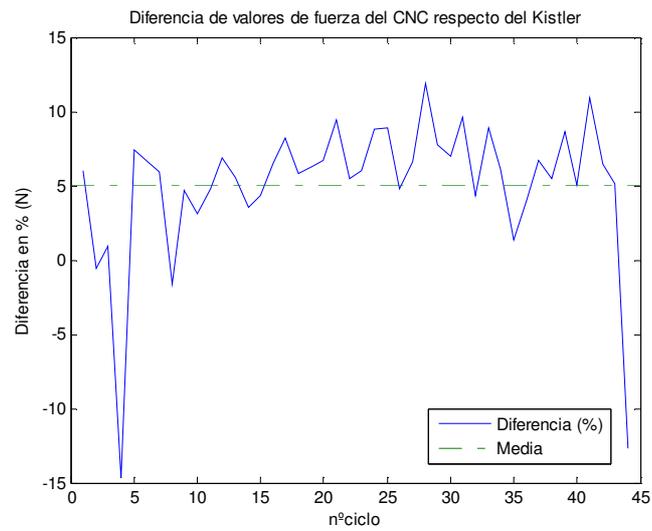


Figura 2.15. Diferencia porcentual entre las fuerzas de ambas señales.

La Figura 2.16 recoge los principales elementos utilizados en el *set-up* experimental diseñado sobre la máquina-rectificadora tangencial.

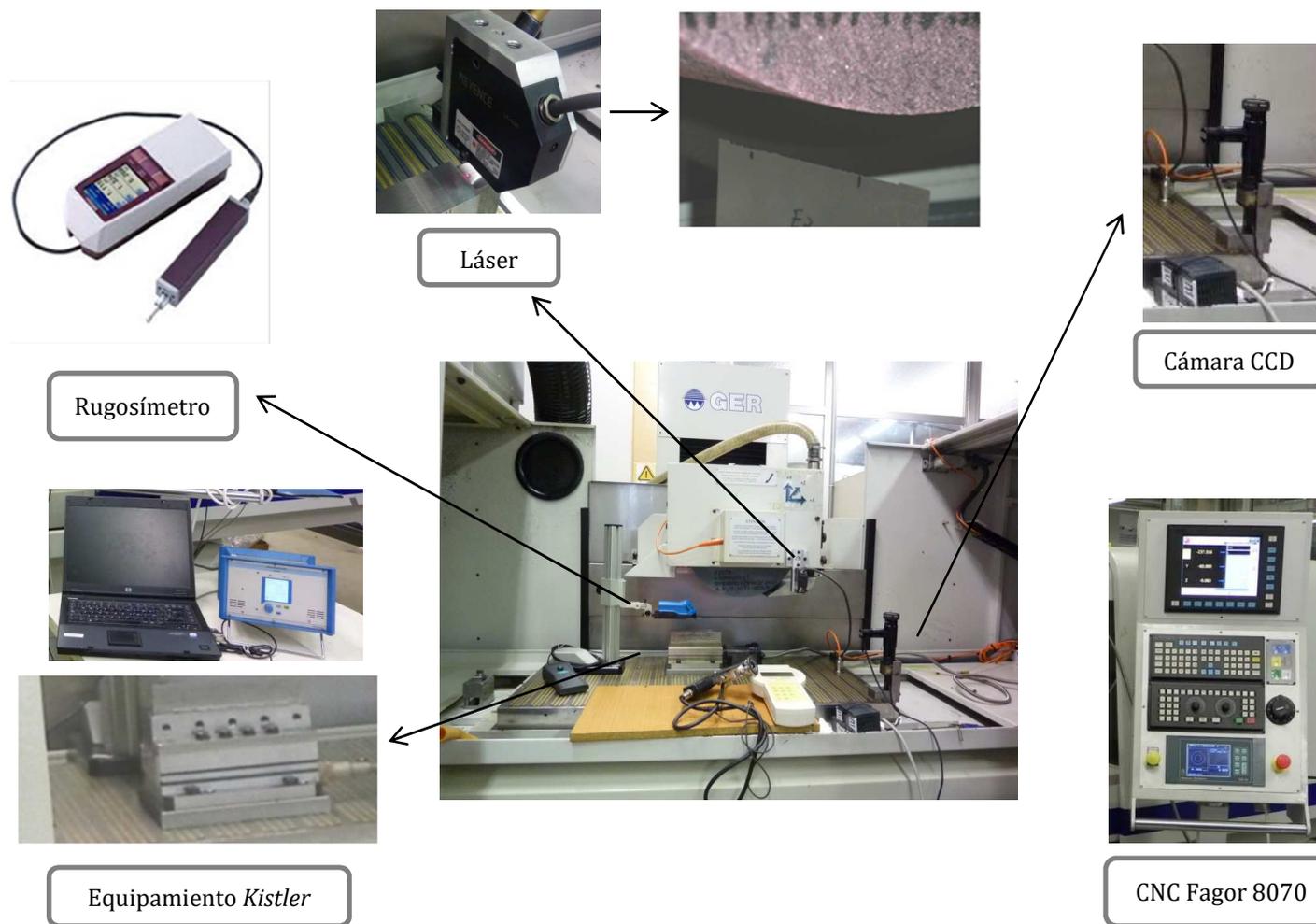


Figura 2.16. Set-up experimental

2.2.2 Detección de daño térmico

El aseguramiento de la integridad superficial es imprescindible en el análisis del comportamiento de las muelas en la operación de desbaste, por lo que es necesario determinar el daño térmico según el análisis de la microestructura del material (véase el Apartado 2.1.2.2). Este método permite determinar si la pieza ha sufrido daño térmico y hasta que profundidad está dañada. En el proceso de rectificado, un pequeño daño térmico puede ser aceptado en la operación de desbaste, siempre que la profundidad del daño sea menor que la profundidad total a rectificar en la operación de acabado. De esta manera, el daño obtenido durante el desbaste desaparece, no influyendo en el resultado final del rectificado de la pieza.

El valor admisible de daño depende de cada pieza a rectificar, ya que la cantidad de material a rectificar en la pasada de acabado viene definida en las condiciones de corte de cada uno de los procesos.

Para la detección del daño térmico se va a utilizar la técnica de la microscopía óptica principalmente, con el uso puntual, en algún caso, del microscopio electrónico y el microdurómetro.

Capítulo 3

Contraste experimental del modelo predictivo de dañado térmico de Malkin

3. Contraste experimental del modelo predictivo de daño térmico de Malkin

Tal y como se mencionó en el Capítulo 1, uno de los principales objetivos de esta tesis es el desarrollo de una nueva metodología para la evaluación del rendimiento de diferentes muelas abrasivas que permita la selección de la más apropiada en función de la aplicación. Uno de los criterios más importantes radica en la ausencia de daño térmico en la pieza, por lo que conviene evaluar la validez de los modelos predictivos de daño térmicos existentes en la bibliografía.

En esta tesis doctoral se emplearán dos modelos de daño térmico. El primero de ellos es el de Malkin [Malkin, 1984], que es el más utilizado en la bibliografía. El otro es el de Madariaga, cuya validación experimental puede encontrarse en la memoria de su tesis doctoral [Madariaga, 2009].

A lo largo de este capítulo se realiza una contrastación experimental en profundidad del modelo de Malkin, de forma que puedan conocerse adecuadamente los rangos de validez e incertidumbre para afinar la metodología de evaluación del rendimiento de una muela abrasiva.

3.1 Modelo predictivo de daño térmico de Malkin

Entre los modelos predictivos de daño térmico existentes, el de Malkin es el más comúnmente empleado [Malkin, 1984]. De fácil aplicación, este modelo determina un límite de potencia de corte (en adelante potencia de Malkin) a partir de la cual la pieza queda dañada térmicamente debido a la temperatura alcanzada durante el proceso. Esta potencia límite, unida a la monitorización de la potencia durante el rectificado, permite el control del daño térmico durante el propio proceso.

El principio del modelo se basa en la propia acción de corte de los granos abrasivos, los cuales se mueven a velocidades extremadamente altas. Cada uno de los granos genera calor en el punto de corte. Debido a la cercanía entre los granos abrasivos y la elevada velocidad a la que se mueven, se produce un flujo de calor relativamente continuo sobre la zona de rectificado. De esta forma, se distinguen las temperaturas locales debido a la acción de los granos por separado y un campo de temperaturas de fondo, debido a la acción conjunta del resto de granos en la zona de rectificado.

La corta duración de los picos de temperaturas generados por los granos, unido a que están muy localizados, hace que estas temperaturas locales no sean las causantes del daño térmico. Esta conclusión provoca que sea el campo de temperaturas de fondo el responsable del daño térmico [DesRuisseaux & Zerkle, 1970, Malkin & Anderson, 1974].

Para simplificar el cálculo de la temperatura, el flujo de calor (q_w) de la zona de rectificado se asemeja a una banda plana, la cual se mueve a lo largo de la superficie como un sólido semi-infinito (pieza) a la velocidad de la pieza, tal y como se muestra en la Figura 3.1.

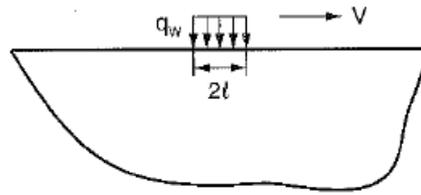


Figura 3.1. Modelo térmico de la temperatura en la zona de rectificado [Malkin & Guo, 2008].

Según Malkin, la temperatura de fondo máxima alcanzada en la zona de rectificado (θ_m) responde a la siguiente ecuación:

$$\theta_m = \frac{1,13q_w \alpha^{1/2} a_e^{1/4} d_e^{1/4}}{k v_w^{1/2}} \quad \text{Ec. 3.31}$$

Donde:

- q_w : Flujo de calor a la pieza
- α : Difusividad térmica
- a_e : Profundidad de pasada
- d_e : Diámetro equivalente
- k : Conductividad térmica
- v_w : Velocidad de avance

La consideración de una fuente de calor triangular, en vez de rectangular, implicaría una ligera reducción del factor 1,13 a 1,06. Para calcular θ_m es necesario determinar el flujo de calor que va a la pieza (q_w), es decir, el calor total generado multiplicado por la fracción de energía que va a la pieza por unidad de área (ε). Para una energía específica de rectificado o potencia (P), el flujo de calor se determina con la siguiente expresión:

$$q_w = \frac{\varepsilon P}{l_c b} = \varepsilon q \quad \text{Ec. 3.32}$$

La energía específica total en rectificado se obtiene de la energía necesaria para la formación de la viruta (u_{ch}), el labrado (u_{pl}) y el deslizamiento (u_{sl}).

$$u = u_{ch} + u_{pl} + u_{sl} \quad \text{Ec. 3.33}$$

Usando métodos caloríficos, Malkin deduce que, para el caso del acero con muelas de abrasivo convencional, aproximadamente el 55% de la energía de formación de la viruta es conducida a la pieza. Por otra parte, en ese mismo caso, toda la energía generada en la intercara entre los *wear flat* del grano y la pieza (u_{sl}) es conducida a la pieza. De igual

manera, toda la energía de labrado es conducida a la pieza, ya que el labrado implica la deformación de la pieza sin arranque de material. Por lo tanto, toda la energía, exceptuando un 45% dedicado a la formación de viruta, es conducida como calor a la pieza.

Introduciendo la energía específica en las ecuaciones anteriores, se obtiene la ecuación de potencia. Considerando como temperatura máxima admisible aquella que provoca un cambio en la estructura del material, la potencia límite a partir de la cual aparece dañado térmico en el caso de los aceros con muelas de abrasivo convencionales:

$$P = u_0 b v_w a_e + \frac{k \theta_m}{\beta \alpha^{1/2}} d_e^{1/4} a_e^{1/4} v_w^{1/2} b \quad \text{Ec. 3.34}$$

Donde: $u_0 = 6,2 \text{ J/mm}^3$: Energía específica que no pasa como calor a la pieza
 $k = 0,0525 \text{ W/(K}\cdot\text{mm)}$: Conductividad térmica del acero
 $\alpha = 14,535 \text{ mm}^2/\text{s}$: Difusividad térmica del acero
 $\beta = 1,13$: Fuente de calor rectangular
 $\theta_m = 700 \text{ K}$: Temperatura máx. admisible (modificable en función del acero)

La aplicación del modelo de Malkin se limita habitualmente al rectificado de aceros con muelas convencionales de óxido de alúmina, si bien se podría aplicar a otros materiales y muelas cambiando el reparto de calor y los parámetros del material. En este sentido, un modelo mucho más completo y universal es el de Madariaga [Madariaga, 2009].

3.2 *Diseño de los ensayos de contraste*

Para llevar a cabo el contraste experimental del modelo de Malkin es necesario definir un ensayo tipo que permita obtener y analizar todas las variables definidas en el Apartado 2.1. Para la ejecución del ensayo tipo se dispone del *set-up* experimental descrito en el Apartado 2.2. La definición del ensayo consta de varias etapas, tal y como se muestra en los próximos subapartados.

3.2.1 *Dimensiones de la probeta*

El primer paso consiste en diseñar una probeta tipo que permita extraer toda la información requerida mediante las variables de salida a analizar. La experiencia previa del grupo de investigación en el que se ha desarrollado esta tesis recomienda la utilización del acero de herramientas 1.2842. Se trata de un acero de herramientas de uso universal que ha sido utilizado en anteriores trabajos de investigación [Madariaga, 2009, Puerto, 2013]. Su porcentaje de carbono se sitúa entre 0,85 y 0,95. El material está templado hasta una dureza de 60 HRC, lo que acelera la aparición de dañado térmico y facilita su detección mediante análisis metalográfico.

Para minimizar la cantidad de ensayos a realizar una vez realizado el diamantado de la muela abrasiva, la anchura de la probeta será extremadamente menor que la de la muela. La anchura de la probeta es aproximadamente de 10 mm mientras que la anchura de las

muelas a testear es de 80 mm. La longitud de la probeta es de 150 mm, la cual coincide con la longitud del dinamómetro *Kistler* sobre el que se monta el utillaje de amarre de la probeta. De esta forma no se supera la longitud del dinamómetro, recomendación dada por el propio fabricante. Por último, la altura será de 60 mm, lo cual permite el suficiente voladizo para realizar multitud de pasadas de rectificado.

Así, las dimensiones definitivas de la probeta son las siguientes: 150 x 10 x 60 mm.

3.2.2 Muelas abrasivas

La colaboración del grupo de investigación con el fabricante de muelas Abrasivos Unesa S.A. ha permitido el acopio de muelas abrasivas para la realización de todos los ensayos necesarios para el buen desarrollo de esta tesis. Las muelas seleccionadas son cuatro, las cuales se muestran en la Tabla 3.1. A cada muela se le asigna un código (M1, M2, M3 y M4), con el objeto de facilitar su identificación.

Las cuatro muelas tienen un tamaño de grano de 36 o 46, valor típico para muelas estándar que pueden realizar operaciones de desbaste y alcanzar rugosidades relativamente buenas en operaciones de acabado.

La diferencia entre las muelas consiste básicamente en el tipo de abrasivo utilizado en su fabricación. M1 y M2 se fabrican combinando diferentes porcentajes de abrasivos diferentes, siendo M3 y M4 fabricadas con un único tipo de abrasivo:

- M1: 20% Cerámico+ 40% Monocristalino+ 40% Alúmina blanca
- M2: 50% Monocristalino+ 50% Alúmina blanca
- M3: 100% Monocristalino
- M4: 100% Alúmina blanca

Las muelas de alúmina blanca presentan una elevada friabilidad aunque, respecto a las alúminas cerámicas, poseen baja tenacidad, por lo que su capacidad de realizar grandes arranques es limitada.

Por otra parte, el abrasivo monocristalino también presenta una elevada friabilidad, además de una buena tenacidad, por lo que su rendimiento o capacidad de realizar arranque es muy buena.

Tabla 3.1. Referencia de muelas a utilizar en los ensayos.

Nº de muela	Referencia de muela
M1	2AMBA 46G12V81 P24P
M2	5MBA 46 G 12 V489 P24P
M3	MA 46 G 12 V489 P24
M4	CBL 36.2 H 10 V489 P24P

Por último, el abrasivo cerámico presenta una buena friabilidad y una muy elevada tenacidad. Esta característica provoca que, ante una presión lo suficientemente alta, el grano abrasivo sufra microfracturas sin llegar a romperse. De esta forma, se forman nuevas puntas afiladas en el grano, obteniendo una capacidad muy grande de arranque de material. Además, este tipo de granos disponen de una muy elevada tenacidad

El resto de las características de las muelas son idénticas, exceptuando una ligera variación en la muela M4, la cual presenta algunas diferencias respecto a las restantes. Además del tipo de abrasivo, se diferencia en el tamaño de grano y en la dureza de la muela, si bien únicamente presentan una diferencia en un rango en la escala de definición de cada uno de los parámetros. El tamaño de grano 36 es ligeramente mayor al de 46. Por otra parte, la dureza es H en vez de G . La diferencia estriba en el incremento de un 2% en el volumen de aglutinante utilizado en su fabricación.

3.2.3 Estrategia de rectificado

La menor anchura de la pieza respecto de la de la muela hace que no tenga sentido el utilizar el avance transversal en la estrategia de rectificado. Una vez definido así el ensayo, conviene establecer si el rectificado se realizará en concordancia o contraposición y el rango en el que la potencia permanece estable en un ensayo. Estos aspectos se analizan en los dos próximos subapartados.

3.2.3.1 Concordancia vs contraposición

El rectificado de una pieza se realiza en concordancia cuando la velocidad de giro de la muela y la velocidad de la pieza tienen el mismo sentido. En el caso opuesto, cuando las dos velocidades citadas están en sentido contrario, se da el rectificado en contraposición.

Existen, en bibliografía, diferentes estudios que analizan el rectificado en concordancia o contraposición desde diferentes perspectivas. El efecto del sentido de giro de la muela en la lubricación es uno de los principales [Guo & Malkin, 1992, Tawakoli et al., 2010]. Por otro lado también se analiza el efecto de rectificar en un sentido u otro en la zona de contacto entre muela y pieza [Wager & Gu, 1991] y las fuerzas generadas durante el rectificado. En este caso, rectificando Inconel 718, las fuerzas de corte son mayores en el rectificado en contraposición cuando la muela está afilada, es decir, recién diamantada. Por el contrario, cuando la muela se va desgastando, las fuerzas de corte en el rectificado en concordancia superan a las generadas en el rectificado en contraposición [Tso, 1995].

Según Badger, la diferencia entre rectificar en concordancia o contraposición es pequeña o prácticamente inexistente [Badger, 2010].

El hecho de que pueda haber diferencias en las fuerzas captadas entre las dos estrategias de rectificado, y su posterior incidencia sobre la potencia consumida, hace necesario profundizar en los efectos de rectificar en concordancia o contraposición.

Con este fin, se ha diseñado un plan de ensayos con cuatro ensayos diferentes donde la velocidad de la muela es fija, variando tanto la profundidad como la velocidad de la mesa. Estos cuatro ensayos se realizan tanto en concordancia como contraposición, repitiéndolos en tres ocasiones.

Tabla 3.2. Plan de ensayos

		Unid.	E1	E2	E3	E4
Ciclo de rectificado	v_s	m/s	30	30	30	30
	v_w	mm/min	15.000	15.000	10.000	10.000
	a_e	mm	10	20	10	20
	Nº pasadas	-	100	100	100	100
	Chispeo	-	si	si	si	si
Diamantado	v_s	m/s	30	30	30	30
	v_d	mm/min	150	150	150	150
	a_d	mm	10	10	10	10

Cada uno de los ensayos se realiza tanto en concordancia (CC) como en contraposición (CP). Las variables de salida seleccionadas han sido las siguientes: fuerzas de corte (tangencial y normal), rugosidad y desgaste radial de la muela. Estas variables han sido seleccionadas debido a que son las indicadas en la bibliografía como las que pueden llegar a variar más habitualmente.

Los resultados obtenidos se muestran en la Figura 3.2, utilizando columnas comparativas. Cada bloque de dos columnas corresponde a un ensayo (por ejemplo: E1), mostrándose los resultados obtenidos tanto en concordancia como contraposición. En las gráficas de muestran los valores medios de cada una de las variables además de la desviación estándar.

El análisis de los resultados no permite visualizar diferencias significativas en rugosidad y desgaste radial entre ambas estrategias de rectificado. Considerando que el rectificado en concordancia permite una mejor llegada del lubricante a la zona de contacto entre pieza y muela [Badger, 2010], se decide, en consecuencia, realizar los ensayos en concordancia.

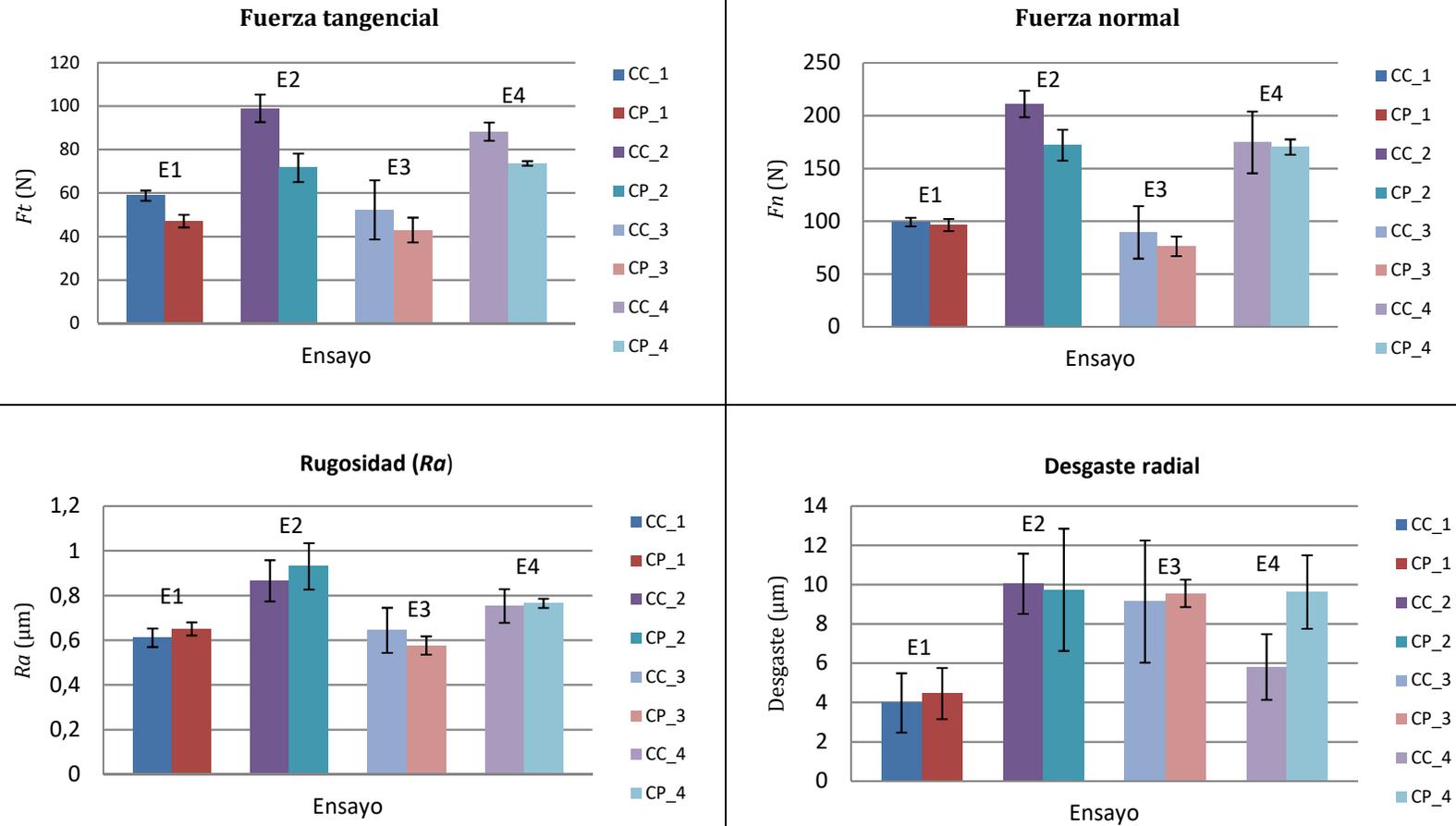


Figura 3.2. Resultados de los ensayos: fuerza tangencial, fuerza normal, rugosidad y desgaste radial de la rueda.

3.2.3.2 Estabilización de la señal de potencia

Otro de los aspectos a considerar en el diseño del ensayo es el repunte que tienen las fuerzas de corte en las primeras pasadas de rectificado, siempre que se realicen con la muela recién diamantada. El estado inicial de la muela y los granos abrasivos provoca un aumento de las fuerzas, el cual cesa en cuanto los granos se desgastan ligeramente, lo que conlleva una estabilización de las fuerzas. A partir de esta estabilización, cualquier modificación de las fuerzas más adelante es provocada por el desgaste de la muela abrasiva.

Este efecto tiene incidencia directa sobre la potencia. Unos picos de potencia debido a este fenómeno pueden dar lugar a unos valores que superen la potencia límite de quemado definida por el modelo de Malkin. Ello hace suponer que se ha llegado a la zona de potencia en la que la aparición de dañado térmico en la pieza es un hecho. Sin embargo, esto no es así, ya que esos picos son alcanzados por el estado inicial de la muela.

Para el correcto análisis del comportamiento de la muela, evitando el dañado térmico en operaciones de desbaste, es necesario identificar el momento en el cual se supera esa etapa de picos de fuerzas/potencias y la señal se vuelve estable.

Se ha diseñado un plan de ensayos en el que se va a analizar el proceso tras distintos números de pasadas sobre la pieza. Registrando las fuerzas y analizando su evolución, es factible identificar a partir de qué número de pasada la señal de fuerza se estabiliza.

Se ha seleccionado la muela de M3 y probetas del material 1.2842 anteriormente referido. La Tabla 3.3 muestra las condiciones definidas para la realización del ensayo. El ensayo se repite 3 veces (E1, E2 y E3) con el objeto de observar una tendencia clara y repetitiva.

Tabla 3.3. Condiciones del ensayo de estabilización de la señal de potencia.

Parámetro		Referencia/Valor	Unidad
Pieza	Material	1.2842	mm
	Dimensiones	150 x 60 x 9,8	
Muela abrasiva	Referencia	MA 46 G 12 V489 P24	
	d_s	356,88	mm
	b_s	80	mm
Condiciones de rectificado	v_s	35	m/min
	v_w	10.000	mm/min
	a_e	0,02	mm
	nº de pasadas	30	
Condiciones de diamantado	v_s	35	m/s
	v_d	300	mm/min
	a_e	0,02	mm
Lubricante	Referencia	MK-SOL SV	
	Concentración	5%	

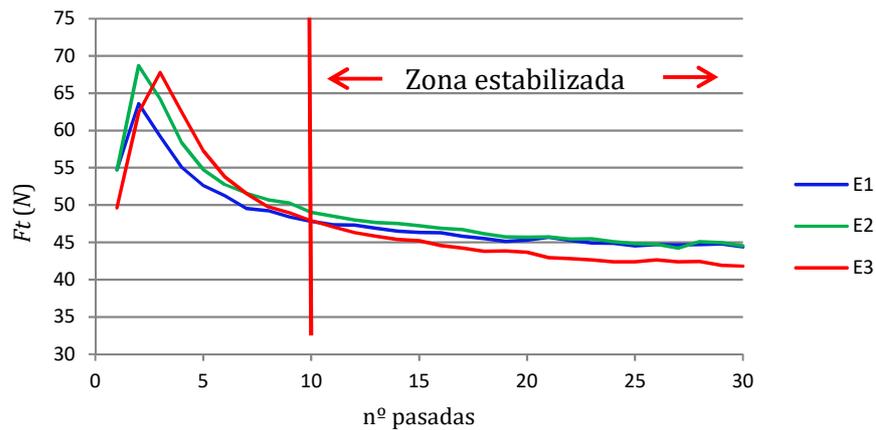


Figura 3.3. Evolución de las fuerzas tangenciales a lo largo de las pasadas.

La Figura 3.3 muestra la evolución de las fuerzas tangenciales captadas por el dinamómetro *Kistler*. La señal registrada en cada una de las pasadas ha sido tratada obteniendo un valor medio representativo. Estos valores medios son los graficados y muestran una evolución muy parecida para cada una de las tres repeticiones del ensayo. Tal y como se esperaba, existe un pico de fuerza al inicio del rectificado. A continuación, las fuerzas descienden hasta estabilizarse en un rango de $\pm 6\text{N}$. Esta estabilización se da a partir de la pasada número 10 por lo que se concluye que a partir de esta pasada, los picos iniciales de fuerza (y consiguientemente de potencia) se han superado, lo que evita una incorrecta interpretación del modelo de Malkin.

El valor más bajo obtenido en la pasada número 1 es debido a que la profundidad de dicha pasada real es menor que la definida en el ciclo de rectificado. Este hecho es habitual y se produce debido a la deformación elástica de la pieza y muela, que provocan que la profundidad de pasada real sea menor en las primeras pasadas que en las siguientes.

3.3 Evaluación experimental del modelo de Malkin

La decisión de utilizar el modelo de Malkin como referencia en la metodología a desarrollar hace imprescindible comprobar su aplicabilidad experimental. Para ello, es posible conformar una curva que cuantifique el valor de la potencia consumida en función de alguno de los parámetros de proceso que definen el modelo. Tal y como se deduce del modelo de Malkin (véase la Apartado 3.1), estos parámetros son la velocidad de la muela, la velocidad de la pieza y la profundidad de pasada. Cualquier variación de estas provoca un cambio en la potencia consumida. Según diversos actores de la industria del rectificado consultados (GER Máquinas Herramienta, Abrasivos Unesa, Talleres CAR), la variación de la profundidad de pasada es más habitual que la de la velocidad de la pieza cuando se pretende mejorar los resultados del rectificado y aumentar la productividad.

Considerando esta premisa de variar la profundidad de pasada, se pretende graficar las curvas que relacionen la potencia consumida y relacionarlas con dicho parámetro. De esta forma, estas gráficas podrán compararse con las curvas generadas por el modelo de Malkin (véase la Figura 3.4), pudiendo determinarse la profundidad de pasada máxima a partir de

la cual debería producirse dañado térmico según el modelo de Malkin. Comparando el dañado térmico previsto con el real, se podrá establecer experimentalmente el grado de exactitud del modelo de Malkin.

Con el objetivo de confirmar la validez de estas profundidades máximas, se ha diseñado un plan de ensayos (véase la Tabla 3.4) que abarca el estudio de las cuatro muelas seleccionadas (véase la Tabla 3.1) con diferentes velocidades de la pieza y profundidades de pasada. Los ensayos se realizarán sobre las probetas previamente definidas (véase el Apartado 3.2.1). Las diez primeras pasadas tras el diamantado se descartarán por las razones expuestas en el Apartado 3.2.3.2.

Los ensayos se realizarán partiendo de una profundidad de pasada de 0,02 mm e incrementando su valor en 0,005 mm. En cada uno de ellos se registra la potencia consumida. Los valores de potencia consumida irán aumentando en consonancia con el aumento de la profundidad, llegando un momento en el que el valor registrado supere el valor definido por el modelo de Malkin como umbral de estado de dañado térmico sobre la pieza. Es por ello por lo que la profundidad del último ensayo no es posible definirla con anterioridad, previéndose además, que sea diferente para cada uno de los ensayos.

Se analizarán tres velocidades de pieza diferentes (5.000, 10.000 y 15.000 mm/min) para cada una de las muelas. No existe un valor estándar que sea utilizado en desbaste, ya que depende del tipo de material y proceso a realizar. Por este motivo y por la posibilidad de que una muela se comporte mejor en un rango de velocidades de pieza diferente a otra, se decide realizar los ensayos en estas tres velocidades de la pieza diferentes.

Las condiciones de diamantado serán idénticas en todas las muelas, siendo condiciones típicas de desbaste, lo que permite obtener una topografía inicial basta en la muela abrasiva.

Por último, cada uno de los ensayos se realizará en tres ocasiones, lo que permitirá analizar la repetitividad del proceso o, en su caso, de la similitud en las tendencias y resultados obtenidos.

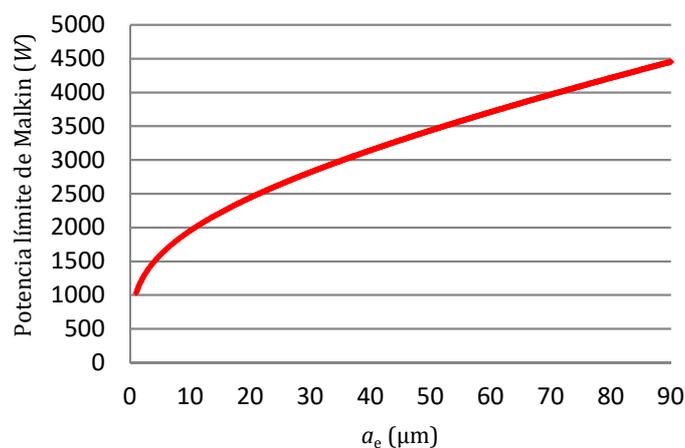


Figura 3.4. Evolución de la potencia teórica límite de quemado de Malkin en función de la profundidad de pasada: muela M1, $v_w = 15.000$ mm/min y $b = 9,4$ mm.

Tabla 3.4. Plan de ensayos de determinación de la a_e máxima sin dañado térmico.

Parámetro		Referencia/Valor	Unidad
Pieza	Material	1.2842	
	Dimensiones	150 x 60 x 9,8	mm
Muela abrasiva	Referencia	M1 / M2 / M3 / M4	
	b_s	80	mm
Condiciones de rectificado	v_s	35	m/min
	v_w	5.000 / 10.000 / 15.000	mm/min
	a_e	desde 0,02 (+0,005)	mm
	nº de pasadas	10	
Condiciones de diamantado	v_s	30	m/s
	v_d	300	mm/min
	a_e	0,02	mm
Núm. de repeticiones		3	
Lubricante		MK-SOL SV	
Concentración		5%	

Una vez finalizados los ensayos, se obtendrá una muestra de cada una de las probetas para proceder a analizar su estructura metalográfica. De esta forma, se pretende confirmar la existencia o no de dañado térmico en la pieza, pudiendo verificarse si los umbrales de dañado definidos por la potencia de Malkin se cumplen.

3.3.1 Representación de las gráficas de potencia

En primer lugar, se ha obtenido la curva de la potencia de Malkin, la cual fija un umbral teórico a partir del cual la pieza sufre dañado térmico. Debido a que la curva depende de ciertos parámetros de proceso, como el diámetro de la muela, la velocidad de avance y el ancho de pasada, no es posible graficar una única curva para todas las muelas, ya que los diámetros de muela en los que se realizarán los ensayos difieren de una muela a otra. El estudio del efecto de la velocidad de avance hace imposible también la posibilidad de obtener una curva única de Malkin para todos los ensayos de una muela en concreto.

Se grafican tres curvas para cada muela, en función de la velocidad de avance. La definición de la curva de Malkin (color rojo) se realiza en base al diámetro medio resultante de los tres diámetros de muela utilizados para la realización de los tres ensayos. La utilización exclusiva de las muelas para el desarrollo de los ensayos hace que la desviación obtenida en la media resultante sea pequeña, lo que asegura que la diferencia entre las curvas de Malkin para cada uno de los ensayos y la mostrada en las siguientes gráficas sea mínima.

El cálculo del valor del ancho de pasada (coincidente con el ancho de la probeta en este caso) se ha realizado utilizando el mismo criterio que en el caso del diámetro de la muela. La Tabla 3.5 muestra los valores de diámetro de muela y ancho de pasada de cada uno de los tres ensayos realizados, así como la media resultante y su desviación.

Los valores de potencia consumida se obtienen de cada uno de los ensayos realizados. En cada ensayo se realizan 10 pasadas sobre una profundidad de pasada diferente, comenzando, tal y como se ha indicado anteriormente, con una profundidad de 0,02 mm. El valor de potencia graficado (color verde) corresponde con el valor medio de la última pasada realizada. Los ensayos continúan incrementándose en profundidad hasta que se produce uno o ambos de los siguientes dos supuestos: la potencia consumida supera al valor definido por la curva de Malkin y/o aparición de dañado térmico detectado de manera visual. El valor graficado corresponde al valor medio obtenido en los tres ensayos, mostrándose asimismo, la desviación existente.

Los resultados correspondientes a las muelas M1 y M2 se muestran en la Figura 3.5, mientras que los de las muelas M3 y M4 aparecen en la Figura 3.6.

El análisis de las gráficas permite concluir que los valores de potencia medidos se encuentran muy próximos al límite de Malkin, incluso con la profundidad de pasada mínima (0,02 mm), lo que indica que se ha rectificado un acero de elevada dureza y no muy buena maquinabilidad.

Tabla 3.5. Cálculo del diámetro medio resultante para la obtención de la curva de Malkin en la muela M1.

v_w (mm/min)	Ensayo	d_s (mm)	Media d_s	Desv. d_s	b (mm)	Media b	Desv. b
5.000	1	398,76	395,44	3,73	9,4	8,97	0,38
	2	396,16			8,8		
	3	391,4			8,7		
10.000	1	397,96	395,29	2,52	9,1	9,2	0,17
	2	394,96			9,1		
	3	392,96			9,4		
15.000	1	397,56	394,39	8,83	8,4	8,83	0,38
	2	394,36			9,1		
	3	391,26			9		

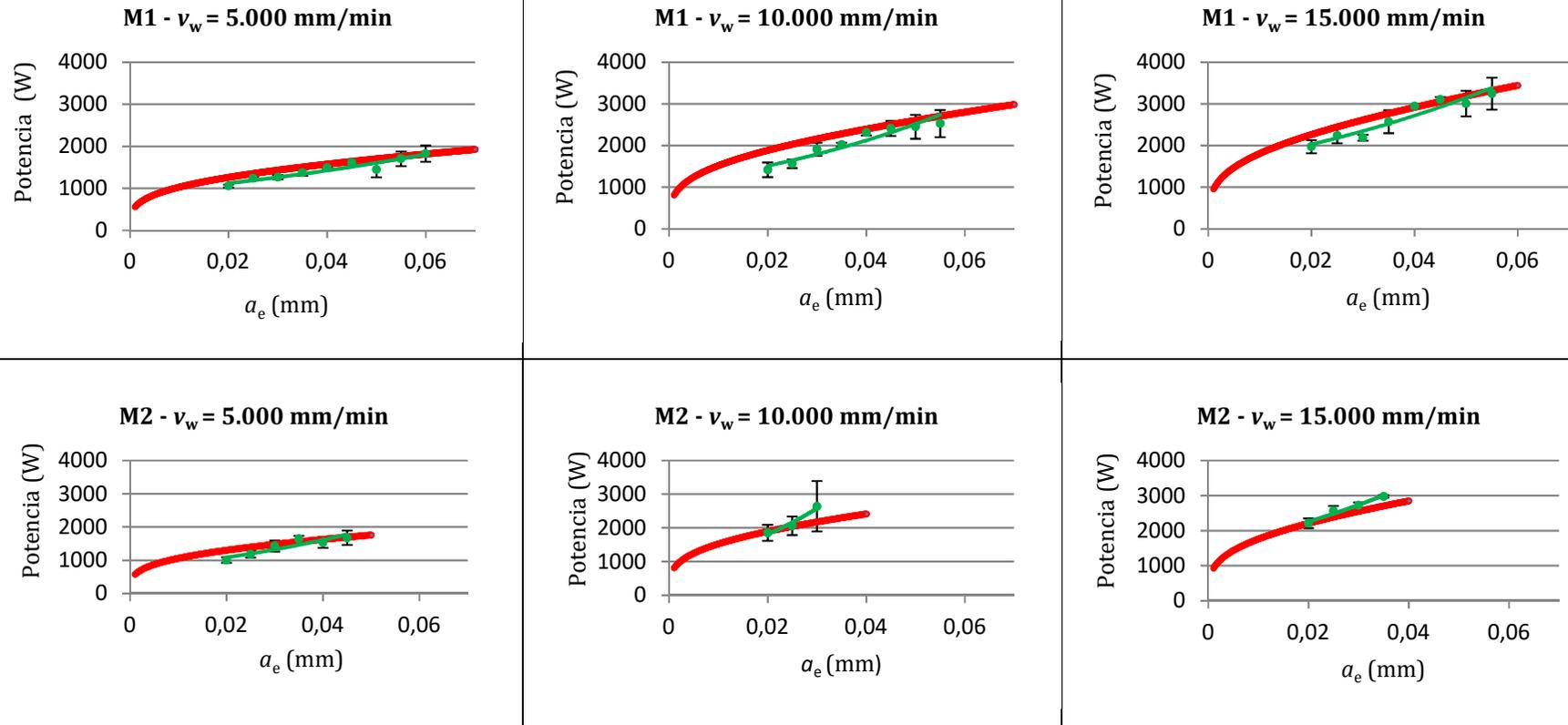


Figura 3.5. Representación de la potencia límite de quemado de Malkin (rojo) y potencia consumida (verde) en función de la profundidad de pasada para las muelas M1 y M2 y avances de pieza de 5.000, 10.000 y 15.000 mm/min.

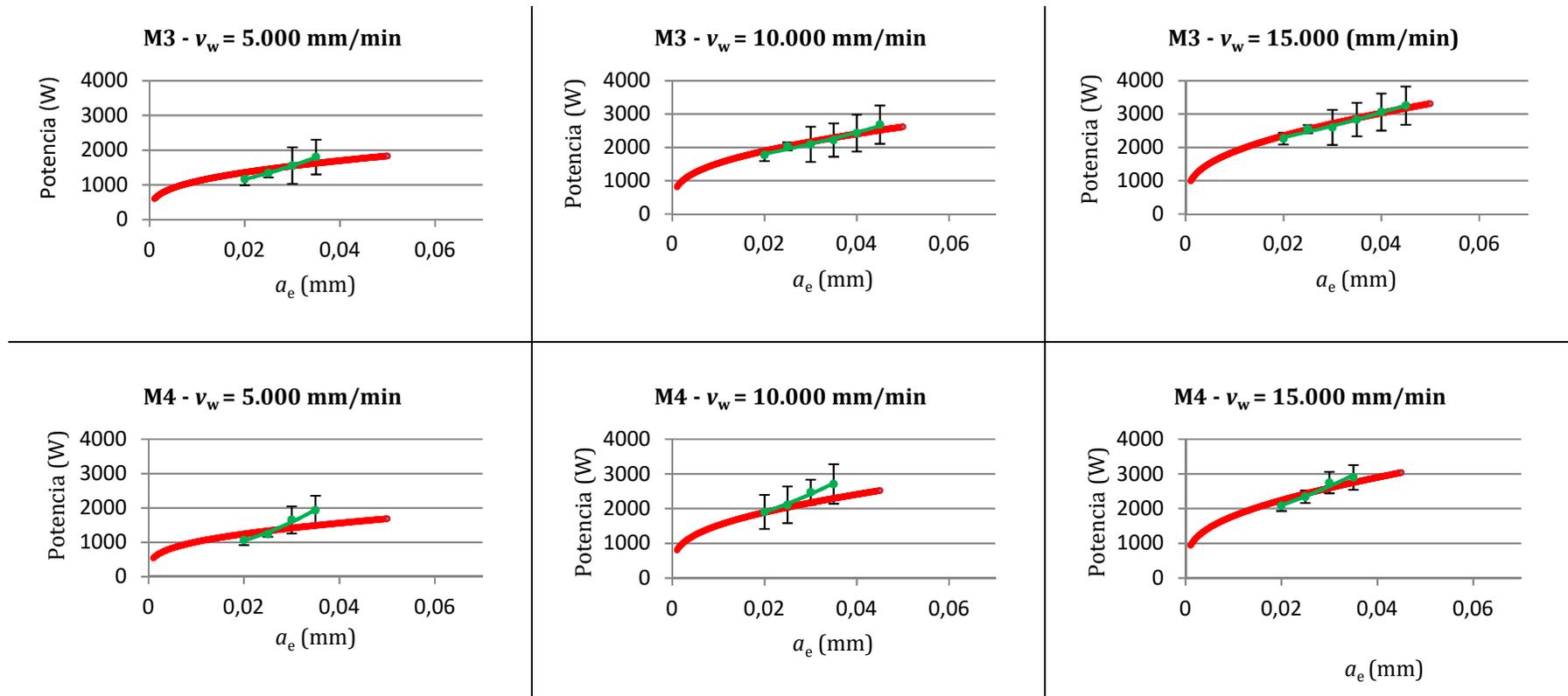


Figura 3.6. Representación de la potencia límite de quemado de Malkin (rojo) y potencia consumida (verde) en función de la profundidad de pasada para las muelas M3 y M4 y avances de pieza de 5.000, 10.000 y 15.000 mm/min.

3.3.2 Profundidad de pasada máxima por muela

Con el objetivo de profundizar en el análisis, se ha obtenido el valor del punto de corte entre ambas curvas (Malkin y potencia consumida). Estos valores dan una primera idea de la profundidad máxima a partir de la cual la muela provocaría dañado térmico en la pieza según el modelo de Malkin. La principal conclusión es que la muela M1 es la que claramente permite alcanzar una mayor tasa de arranque de material sin dañar, *a priori*, térmicamente la pieza. La Tabla 3.6 muestra dichos valores.

Asimismo, se puede analizar el comportamiento de cada una de las muelas a diferentes velocidades de avance. Las muelas M1 y M2 muestran una desviación menor a la registrada en las muelas M3 y M4 respecto de la media resultante de la potencia medida en la repetición de los ensayos, lo que puede ser debido a un comportamiento más estable de la muela ante la repetición del ensayo.

Tabla 3.6. Potencia (W) y a_e (mm) en el punto de corte de las curvas de Malkin y potencia consumida.

Muela	Parámetro	v_w (mm/min)		
		5.000	10.000	15.000
M1	Potencia	1.816	2.683	3.235
	a_e	0,060	0,054	0,052
M2	Potencia	1.652	1.968	2.212
	a_e	0,041	0,022	0,020
M3	Potencia	1.540	2.337	2.995
	a_e	0,029	0,037	0,039
M4	Potencia	1.357	1.904	2.551
	a_e	0,026	0,020	0,029

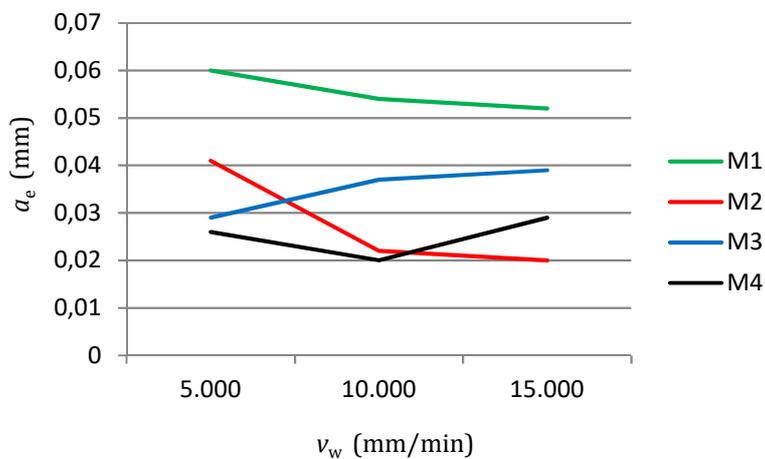


Figura 3.7. Profundidad de pasada máxima resultante en función de la velocidad de la mesa.

Tanto M1 como M2 alcanzan la potencia teórica de quemado de Malkin con una profundidad menor al incrementar la velocidad de la mesa. El efecto contrario sucede con las muelas M3 y M4. Este comportamiento aparentemente anómalo puede deberse a que la modificación de las condiciones de trabajo provocan un cambio en el comportamiento de la muela respecto de su dureza. Una mayor velocidad de pieza incide en que la muela se comporte de manera más blanda, disminuyendo su dureza. De esta manera, se facilita el desgaste de la muela por rotura del aglomerante, lo que provoca la aparición de nuevos granos afilados en la superficie de la muela que disminuyen la potencia de corte. Sin embargo, esta reducción de la potencia se consigue a costa de un desgaste excesivo de M3 y M4 a altas velocidades de la pieza. La rotura del aglomerante conlleva, asimismo, una disminución del diámetro de la muela. De esta forma, la profundidad de pasada real es inferior a la profundidad de pasada teórica, lo que hace que las fuerzas de corte sean menores.

3.3.3 Estudio de presencia de dañado térmico

El análisis realizado en el apartado anterior permite establecer la profundidad de pasada máxima sin dañado térmico de acuerdo al modelo teórico de Malkin. Sin embargo, es necesario comprobar experimentalmente la validez de dicha predicción respecto de la aparición de dañado térmico en la pieza. Es por ello por lo que de cada probeta utilizada en los ensayos se ha preparado un cuadrado de 10 x 10 mm, para proceder a su posterior análisis metalográfico. Para ello, la muestra será atacada mediante Nital (véase el Apartado 2.1.2.2).

Las Tablas 3.7 y 3.8 muestran la predicción de dañado térmico realizada mediante el análisis de la potencia teórica de quemado y la potencia consumida realmente en el ensayo. También el resultado del análisis metalográfico realizado sobre las muestras detectando o no el dañado térmico. Para la correcta interpretación de las tablas, se han definido las siguientes reglas.

La columna Pot. se refiere a la diferencia entre los valores de potencia consumida medida mediante el CNC y los valores de potencia límite de quemado obtenidos por la aplicación del modelo predictivo de Malkin.

La columna D.T. se refiere a las verificación realizada en laboratorio respecto de la aparición o no de dañado térmico en las muestras extraídas de las probetas utilizadas en los ensayos.

- Columna Pot.:
 - El color verde indica que la diferencia es negativa, es decir, la potencia consumida es inferior a la potencia límite de quemado. De esta forma, el modelo predice la no aparición de dañado térmico.
 - El color amarillo pretende indicar una cercanía entre los valores de potencia consumida y potencia límite de quemado. Para ello, se ha establecido un rango de ± 100 W, que define un margen en el que la predicción de dañado térmico es imprecisa.
 - El color rojo, por el contrario, muestra un valor de potencia consumida superior a la potencia límite de quemado, lo que permite predecir la aparición de dañado térmico.

- Columna D.T.:
 - El color verde indica que la muestra está libre de dañado térmico.
 - El color amarillo se refiere a la aparición, bien de capa blanca, bien de una zona dañada térmicamente con una profundidad de dañado inferior a las 10 μm . Esta zona dañada térmicamente en el desbaste desaparece normalmente cuando se realiza posteriormente una operación de acabado.
 - El color rojo, por último, pretende reflejar la aparición de dañado térmico con una profundidad de dañado considerable, en este caso mayor que las 10 μm definidas en la regla anterior.

Tabla 3.7. Correlación entre la predicción de dañado térmico mediante medición de potencia y dañado térmico real sobre la pieza medido mediante análisis metalográfico en las muelas M1 y M2.

			v_w (mm/min)																		
			5.000						10.000						15.000						
			Repetición 1		Repetición 2		Repetición 3		Repetición 1		Repetición 2		Repetición 3		Repetición 1		Repetición 2		Repetición 3		
Muela	v_s	a_e	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	
M1	35	0,02																			
		0,025																			
		0,03																			
		0,035																			
		0,04																			
		0,045																			
		0,05																			
		0,055																			
		0,06																			
		0,065																			
		0,07																			
		0,075																			
0,08																					
			Repetición 1		Repetición 2		Repetición 3		Repetición 1		Repetición 2		Repetición 3		Repetición 1		Repetición 2		Repetición 3		
Muela	v_s	a_e	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	
M2	35	0,02																			
		0,025																			
		0,03																			
		0,035																			
		0,04																			
0,045																					

Tabla 3.8. Correlación entre la predicción de dañado térmico mediante medición de potencia y dañado térmico real sobre la pieza medido mediante análisis metalográfico en las muelas M3 y M4.

			v_w (mm/min)																	
			5.000						10.000						15.000					
			Repetición 1		Repetición 2		Repetición 3		Repetición 1		Repetición 2		Repetición 3		Repetición 1		Repetición 2		Repetición 3	
Muela	v_s	a_e	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.
M3	35	0,02																		
		0,025																		
		0,03																		
		0,035																		
		0,04																		
		0,045																		
			Repetición 1		Repetición 2		Repetición 3		Repetición 1		Repetición 2		Repetición 3		Repetición 1		Repetición 2		Repetición 3	
Muela	v_s	a_e	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.	Pot.	D.T.
M4	35	0,02																		
		0,025																		
		0,03																		
		0,035																		
		0,04																		
		0,045																		

Del análisis de las tablas se concluye que existe una correlación razonablemente buena, pero no exacta, entre la predicción del modelo y el dañado térmico observado experimentalmente. Asimismo, existe cierta variación entre los resultados obtenidos para diferentes repeticiones del mismo ensayo, lo que provoca incertidumbre en los mismos. Con el objeto de facilitar la lectura de la información extraída del análisis metalográfico, se han graficado los resultados en las Figuras 3.8 y 3.9 de la siguiente manera.

- Se realiza la resta entre los valores de potencia consumida y potencia de Malkin. El resultado se define como “Exceso de Potencia”. Los valores negativos indican que la potencia consumida durante el ensayo no supera la potencia de Malkin por lo que, en principio, no debería aparecer dañado térmico. Los valores positivos indican exactamente lo contrario, lo que debería provocar la aparición de dañado térmico sobre la pieza.
- Se cuantifican los colores rojo, amarillo y verde de la Tabla 3.7 y la Tabla 3.8 con un valor numérico fijo. Dichos colores indicaban la aparición (color rojo) o no (color verde) de dañado térmico y los casos intermedios (color amarillo). El color rojo se refleja con el valor 1, el color amarillo con el valor 0 y el color verde con el valor -1.

La Figura 3.8 se divide en tres ventanas. Por una parte se muestran los resultados obtenidos en función de las tres velocidades de avance analizadas, incluyendo sus repeticiones. La Figura 3.9, por otro lado, corresponde al total de ensayos realizados.

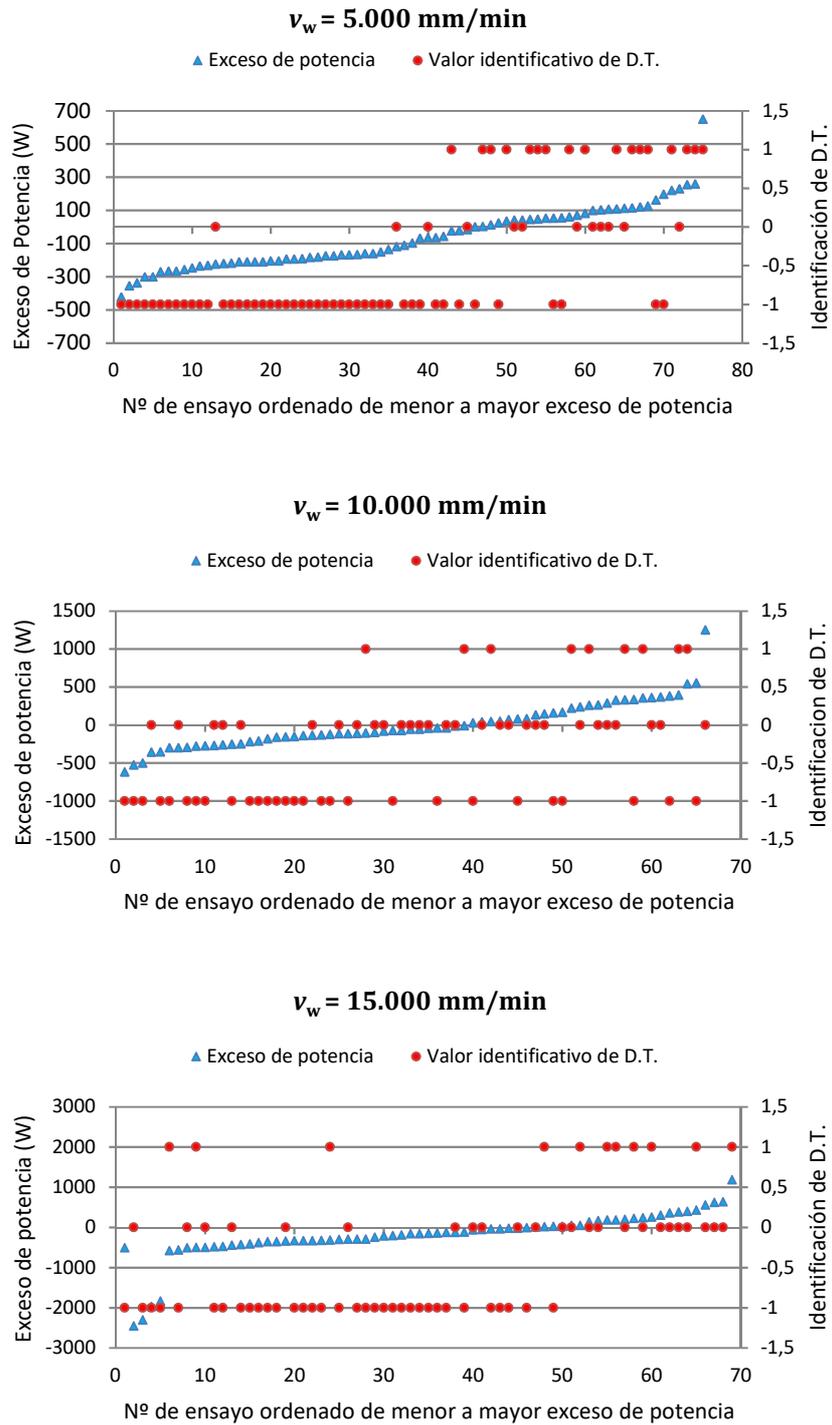


Figura 3.8. Resultados del análisis metalográfico en función de la velocidad de avance: $v_w = 5.000 \text{ mm/min}$, $v_w = 10.000 \text{ mm/min}$ y $v_w = 15.000 \text{ mm/min}$.

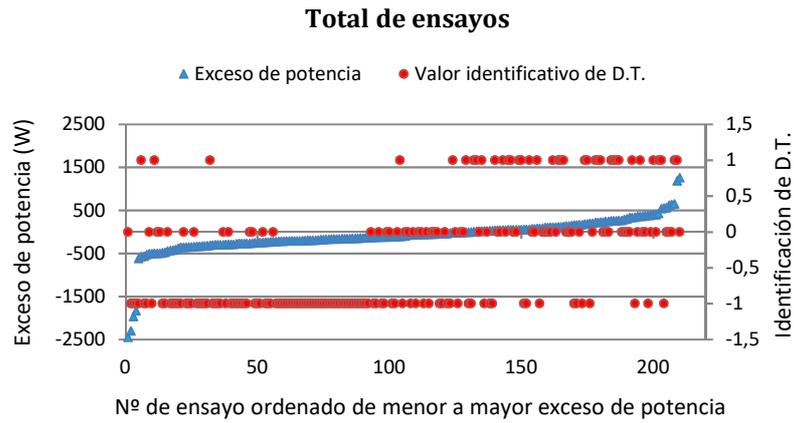


Figura 3.9. Resultados del análisis metalográfico del total de ensayos.

A modo de ejemplo se muestran los análisis metalográficos realizados sobre la pieza, obtenida en dos ensayos idénticos con diferente resultado, por cada una de las muelas (véase la Figura 3.8 y la Figura 3.9). Por una parte, en una de las repeticiones no hay dañado y en otro sí.

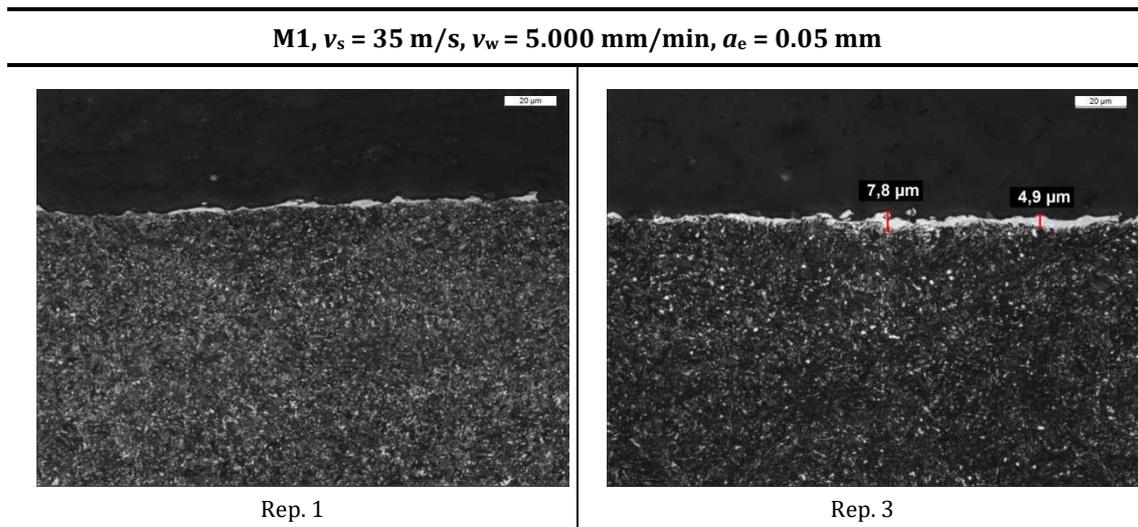


Figura 3.10. Análisis metalográfico en dos repeticiones del ensayo con la muela M1.

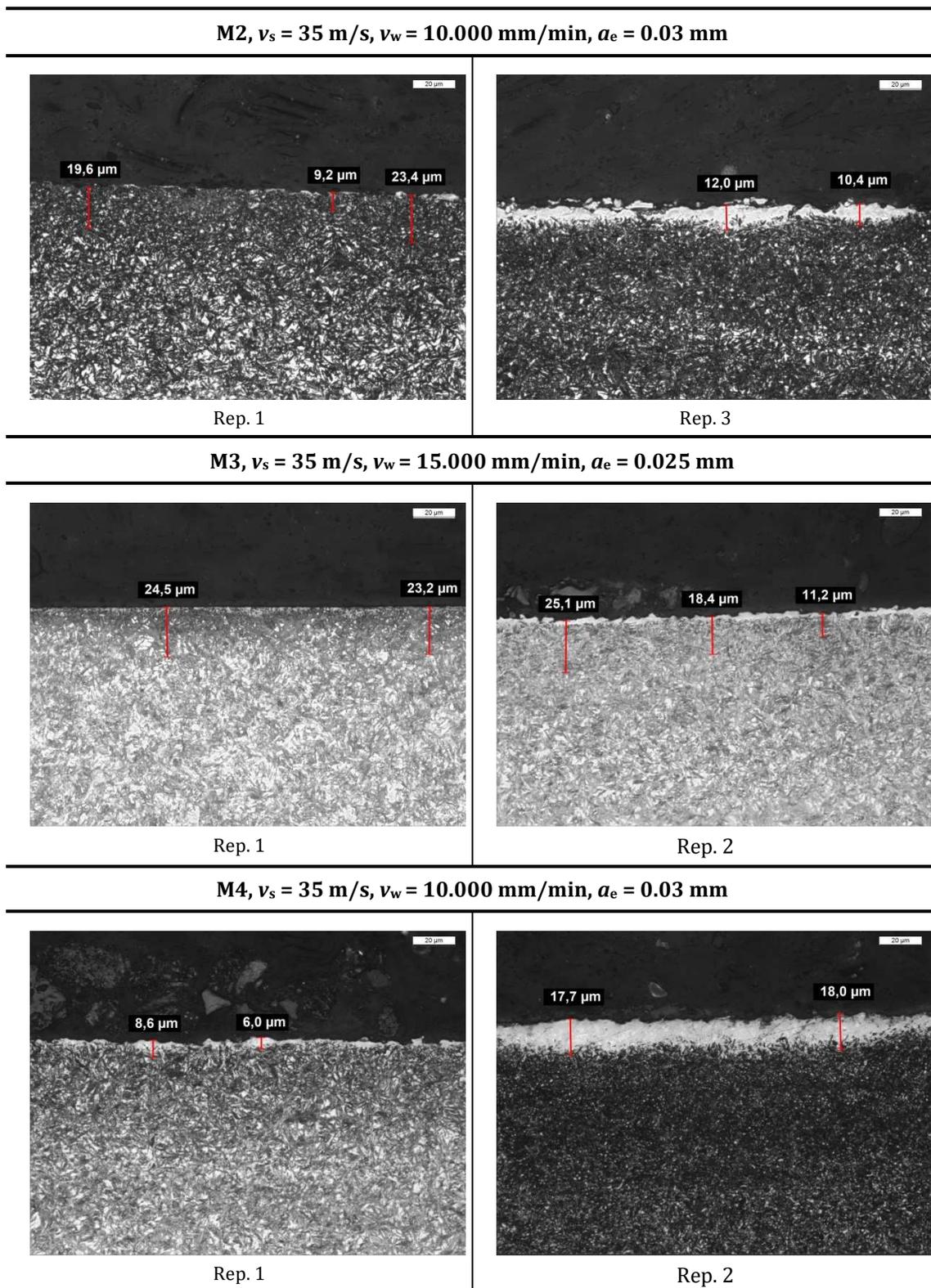


Figura 3.11. Análisis metalográfico de dos repeticiones de los ensayos con las muelas M2, M3 y M4.

3.3.4 *Análisis de resultados y conclusiones*

Se han realizado más de 200 ensayos, con sus correspondientes análisis metalográficos, para contrastar experimentalmente la validez del modelo de Malkin. Es importante señalar que el total de los ensayos realizados están en condiciones relativamente cercanas a la potencia límite de Malkin, habiéndose detectado cierta incertidumbre en los resultados obtenidos en repeticiones de algunos de los ensayos.

Para ensayos en los que la potencia consumida sea mucho menor (por ejemplo: aceros más blandos o menores profundidades de pasada) cabe inferir una ausencia total de dañado térmico.

El análisis de la multitud de datos extraídos de la realización de los ensayos (véase la Figura 3.9) da como resultado la obtención de las siguientes conclusiones:

- Para valores de potencia consumida alejados de la potencia límite de Malkin, la correlación entre predicción y dañado térmico es buena. Es decir, si la potencia consumida es significativamente menor que la potencia de Malkin, la probabilidad de dañado térmico es muy pequeña. Por el contrario, si la potencia consumida está sensiblemente por encima de dicho valor, la probabilidad de aparición de dañado térmico es muy elevada.
- El análisis metalográfico muestra diferentes resultados entre las propias repeticiones del mismo ensayo cuando la diferencia entre la potencia consumida y la de Malkin es pequeña, lo que indica que una potencia consumida algo por debajo de la potencia límite de quemado de Malkin no garantiza suficientemente la no aparición de dañado térmico.
- El análisis de los resultados permite una primera visualización del comportamiento de las muelas, pudiendo deducirse cuál de ellas proporciona, aparentemente, un mejor rendimiento. Sin embargo, sin un posterior análisis del desgaste sufrido, definición del ciclo de diamantado y coste de la muela, entre otros parámetros, esta primera deducción puede ser errónea.

Capítulo 4

Desarrollo de Metodes: Nueva técnica de análisis del rendimiento de muelas abrasivas

4. Desarrollo de *Metodes*: Nueva técnica de análisis del rendimiento de muelas abrasivas

En este capítulo se describe el desarrollo de una nueva técnica que permite evaluar, con criterios objetivos, el rendimiento de una muela abrasiva. El interés de esta técnica reside en su aplicación para la selección de muela óptima en procesos de rectificado (véase el Capítulo 5). En este sentido, es importante señalar que no existe ninguna herramienta en la bibliografía que permita seleccionar de manera sistemática la mejor muela para una aplicación dada entre varias muelas disponibles.

El desarrollo de esta técnica de análisis del rendimiento se sustenta en dos pilares. Por una parte, se dispone del *set-up* experimental descrito en el Capítulo 2 para determinar las variables de salida más relevantes del proceso. Por otra parte, se dispone de dos buenos modelos predictivos de dañado térmico, el de Malkin y el de Madariaga. La incertidumbre del modelo de Malkin en condiciones cercanas a su límite de potencia de quemado aconseja utilizar una estrategia conservadora del mismo (véase el Capítulo 3).

La nueva técnica de análisis de rendimiento de diferentes muelas abrasivas se ha denominado *Metodes*, la cual ha sido implementada como aplicación de software en el CNC de la máquina rectificadora. Entre sus principales capacidades está la de actuar como un control adaptativo, modificando la profundidad de pasada durante el propio proceso en base a la potencia consumida.

4.1 Desarrollo de *Metodes*

En procesos de mecanizado, la duración del filo de corte es uno de los parámetros determinantes en el rendimiento de cualquier herramienta. Análogamente, se pretende analizar la capacidad de corte de las muelas abrasivas ligándolas al tiempo que son capaces de rectificar sin necesidad de diamantarlas y bajo el requisito indispensable de que la pieza esté libre de dañado térmico o con una capa dañada menor de 10 μm .

4.1.1 Estrategia de *Metodes*

Metodes actúa con la lógica de un control adaptativo. Emplea un modelo predictivo de potencia límite de dañado térmico, lo que hace que sea la potencia consumida la variable que hace ejecutar su ciclo adaptativo. En el caso de los aceros, *Metodes* utiliza el modelo de Malkin (véase los Capítulos 4 y 5) para el resto de materiales en modelo de Madariaga (véase el Capítulo 7). La evolución del rendimiento de una muela se realiza conforme a la siguiente estrategia de rectificado, tal y como se muestra en la Tabla 4.1.

- 1) Cálculo por parte de la aplicación *Metodes* de la potencia de Malkin/Madariaga a partir de la cual se prevé la aparición de dañado térmico.
- 2) Inicio: El ensayo de rectificado comienza con unas condiciones de trabajo definidas por el usuario (a_{e1} , v_s , v_w). A continuación se realizan diez pasadas de rectificado para que la señal de potencia consumida se estabilice (véase el Apartado 3.2.3.2).

- 3) Realización de pasadas de rectificado hasta que la potencia consumida alcance o supere el valor de la potencia límite de quemado de Malkin/Madariaga.
- 4) Ejecución del ciclo de control adaptativo de *Metodes*. En este punto, se recalcula una disminución de la profundidad de pasada (a_{e2}) basándose en la reducción de un porcentaje determinado de la potencia de Malkin/Madariaga. De esta forma las nuevas condiciones de trabajo se alejan del umbral de potencia que predice la aparición de daño térmico.
- 5) Realización de pasadas de rectificado con la nueva condición de profundidad de pasada hasta volver a alcanzar la nueva potencia reducida de Malkin/Madariaga.
- 6) Repetición del ciclo de control adaptativo tantas veces como el usuario desee. La estrategia diseñada recomienda establecer un límite mínimo de pasada de profundidad con el objeto de evitar valores de profundidad muy pequeños, los cuales no son de interés en el análisis de rendimiento de las muelas abrasivas.
- 7) Evaluación del ensayo: volumen total de material arrancado, ratio G y daño térmico.

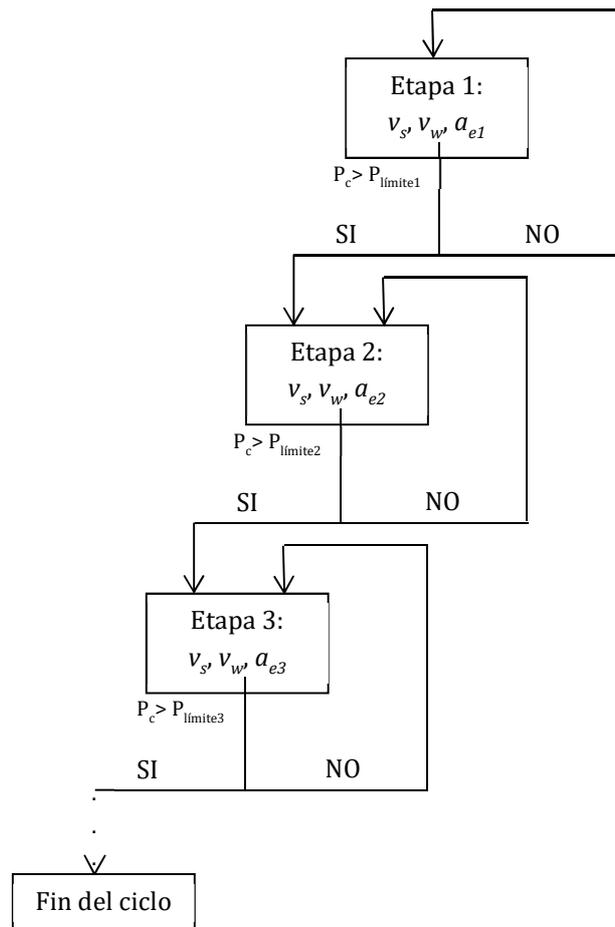


Tabla 4.1. Diagrama de desarrollo de la estrategia de rectificado de *Metodes*.

A continuación, se describe la aplicación que se ha implantado en la máquina rectificadora para poder ejecutar los ensayos. Esta aplicación se ha desarrollado mediante Visual Basic® y es posible ejecutarla en el propio CNC Fagor 8070® disponible en la máquina rectificadora, lo cual es posible debido a que dicho CNC es un sistema abierto con Windows Embebido.

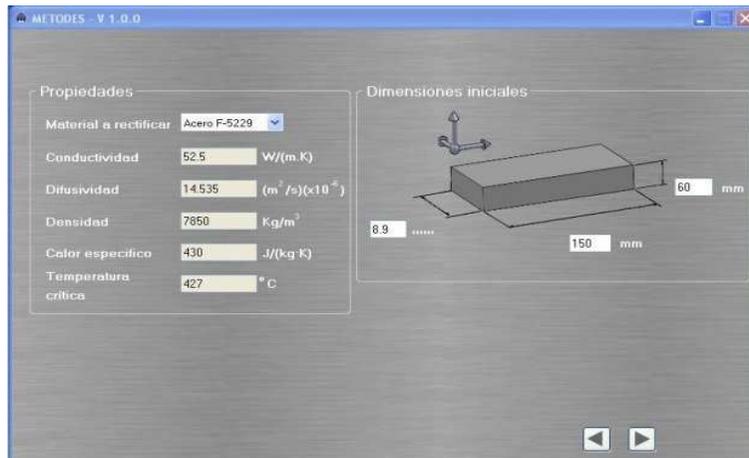
La Figura 4.1 muestra las principales pantallas que gobiernan la ejecución del ensayo y las reglas que rigen el control adaptativo. La pantalla mostrada en la Figura 4.1(a) define el material de la pieza durante el ensayo. Entre la información suministrada se encuentran las características térmicas y físicas que permiten, *a posteriori*, el cálculo de la potencia límite de quemado según el modelo de Malkin o Madariaga. Estas características se refieren a la conductividad, difusividad, calor específico y densidad. Asimismo, se definen las dimensiones de la pieza, incluyendo su anchura, que es igualmente un dato de entrada de los modelos predictivos.

Las condiciones de corte iniciales se definen en la pantalla de “Ciclo de Rectificado” (véase la Figura 4.1(b)). Estas condiciones además de ser las inicialmente utilizadas en la ejecución del ensayo, son necesarias para posteriormente utilizarlas en el modelo de dañado térmico.

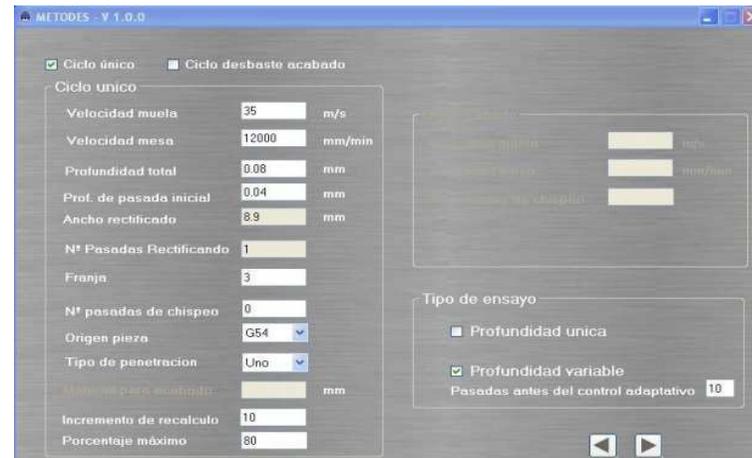
La Figura 4.1(c) muestra la potencia límite de quemado calculada según el modelo de Malkin. Este valor marca el umbral de condiciones de corte libres de dañado térmico. Una vez es superado, es cuando la aplicación ejecuta automáticamente el control adaptativo.

Por último, la pantalla “Rectificado” realiza la comunicación entre el aplicativo y el CNC de la máquina, procediendo a la ejecución del ensayo. En dicha pantalla (véase la Figura 4.1(d)), se muestra el programa ejecutado así como información relativa al control adaptativo. Una vez finalizada cada pasada de rectificado, la aplicación calcula la potencia consumida media durante dicha pasada. Si esta potencia consumida es inferior a la potencia límite, el programa sigue ejecutándose en las mismas condiciones de corte iniciales. Tras un número determinado de pasadas (depende del desgaste provocado en cada muela en función de su comportamiento), esta potencia consumida supera la potencia límite de quemado, lo que conlleva que el control adaptativo calcule una nueva condición de profundidad de pasada de corte. Este ciclo se puede repetir hasta un porcentaje de la potencia límite de Malkin o Madariaga a definir por el usuario.

A la finalización del ensayo, la aplicación *Metodes* registra cierta información relativa a las variables monitorizadas por el CNC de la máquina: potencia consumida durante todo el ensayo, número de pasadas de dicho ensayo y el valor de la potencia consumida media en cada pasada. Para ello, toma como referencia los datos de potencia registrados durante 2/3 de la pasada, filtrando el 1/3 restante al inicio y final de la pasada (1/6 en cada extremo de la pieza). A continuación calcula la media resultante de los valores de potencia registrados en el tramo de pasada indicado. Todo ello se realiza durante la propia ejecución del ensayo, siendo la base del control adaptativo.



(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 4.1. Pantallas principales de *Metodes*: (a) pieza, (b) modelo de predicción de daño térmico, (c) ciclo de rectificado y (d) ejecución del ensayo.

4.1.2 Cálculo de la profundidad de pasada

Tal y como se ha determinado en el anterior subapartado, la profundidad de pasada debe variar una vez la potencia consumida alcance el valor del modelo de Malkin. Dicho modelo analítico responde a la siguiente ecuación (véase el Apartado 3.1):

$$P = u_0 b v_w a_e + B d_s^{1/4} a_e^{1/2} v_w^{1/2} b \quad \text{Ec. 4.35}$$

El parámetro B recopila los parámetros térmicos del modelo: conductividad, difusividad, temperatura máxima admisible y geometría de la fuente de calor, los cuáles se muestran en la Ec. 3.34.

De esta forma, es necesario despejar el parámetro a_e de la ecuación con el objeto de proceder a introducir la ecuación resultante en la aplicación *Metodes*. Esta tarea no es trivial y ha dado lugar a la siguiente publicación en una revista de cuartil Q1: [González-Santander et al., 2016].

Según se describe en dicho artículo, se comienza definiendo:

$$a_e = z^4 \quad \text{Ec. 4.36}$$

$$q = \frac{B d_s^{1/4}}{u_0 v_w^{1/2}} \quad \text{Ec. 4.37}$$

$$r = \frac{-P}{u_0 b v_w} < 0 \quad \text{Ec. 4.38}$$

De esta forma, la Ec. 4.35 se transforma en una ecuación cuártica;

$$z^4 + qz + r = 0 \quad \text{Ec. 4.39}$$

Calculando los siguientes parámetros:

$$m = -\frac{4}{3}r > 0 \quad \text{Ec. 4.40}$$

$$n = -\frac{q^2}{2} \quad \text{Ec. 4.41}$$

$$\alpha = \sqrt{-2\sqrt{m} \sinh\left(\frac{1}{3} \sinh^{-1}\left(nm^{-3/2}\right)\right)} \quad \text{Ec. 4.42}$$

$$\beta = \frac{2\alpha r}{\alpha^3 + q} \quad \text{Ec. 4.43}$$

La única solución real para la Ec. 4.42 es:

$$z = \frac{1}{2} \left(-\alpha + \sqrt{\alpha^2 - 4\beta} \right) \quad \text{Ec. 4.44}$$

Por lo tanto, despejando el parámetro de la profundidad de pasada, tenemos la siguiente ecuación;

$$a_e = \frac{1}{16} (-\alpha + \sqrt{\alpha^2 - 4\beta})^4 \quad \text{Ec. 4.45}$$

Esta ecuación ha sido imprescindible para poder aplicar la metodología desarrollada e implementar la reducción de la profundidad de pasada en base a las lecturas monitorizadas de la potencia consumida y la potencia de Malkin.

4.2 Ensayos preliminares de contraste

4.2.1 Plan de ensayos preliminares

Una vez desarrollada la aplicación, se procede a continuación a describir los ensayos experimentales realizados inicialmente para su validación. Los criterios empleados en este plan de ensayos han sido los siguientes:

- Los ensayos se realizan sobre las cuatro muelas disponibles, las cuáles se han definido en el Apartado 3.2.2.
- La velocidad de muela es idéntica para todos los ensayos: $v_s = 35$ m/s.
- Se analizan las tres mismas velocidades de mesa definidas en los ensayos de validación experimental del modelo de Malkin (véase la Tabla 3.4).
- La profundidad de pasada inicial para cada ensayo corresponde a la profundidad de pasada máxima obtenida en el punto de corte entre las curvas de potencia límite de Malkin y de potencia consumida (véase la Tabla 3.6).
- La reducción de la potencia teórica de Malkin a considerar por el control adaptativo para el cálculo de una nueva profundidad de pasada, una vez la potencia consumida supera dicha potencia, será de un 10%.
- El valor mínimo de profundidad de pasada a partir del cual el aplicativo decreta el fin del ensayo se sitúa alrededor del 0,020 mm. Ello es debido a que el testeado de las muelas se realiza en condiciones de desbaste, estableciendo este valor como mínimo estándar en las pasadas de desbaste de la gran mayoría de ciclos de rectificadores tangenciales, con requisitos demandados sobre la pieza de nivel medio.

De esta forma, cada muela tiene unas condiciones de partida diferentes entre sí para cada una de las velocidades de pieza analizadas. No obstante, es importante señalar que se podía

haber partido de unas condiciones idénticas. En ese caso, la aplicación *Metodes* se encargaría de disminuir automáticamente la profundidad de pasada hasta llegar a valores razonables para las muelas M2, M3 y M4.

La Tabla 4.2 indica las condiciones de trabajo de los ensayos, además de las nuevas profundidades de pasada definidas una vez el control adaptativo recalcula dichos valores cuando la potencia consumida supera la potencia teórica límite de quemado de Malkin. La columna 100% corresponde a la profundidad de pasada máxima definida en la Tabla 3.6. Las siguientes columnas muestran los valores de profundidad de pasada que corresponden a un 90%, 80% y 70% del porcentaje correspondiente al valor límite de la potencia de Malkin.

Como se ha fijado el límite de profundidad de pasada mínimo en 0,020 mm, no todas las muelas finalizarán el ensayo considerando un 70% del valor de potencia límite inicial.

Tabla 4.2. Plan de ensayos con los valores de profundidad de pasada a utilizar en función del porcentaje de la potencia de Malkin considerado.

v_s (m/s)	Muela	v_w (mm/min)	a_e (mm)			
			100%	90%	80%	70%
35	M1	5.000	0,06	0,044	0,031	0,020
		10.000	0,054	0,040	0,029	0,019
		15.000	0,052	0,039	0,029	0,019
	M2	5.000	0,041	0,030	0,020	
		10.000	0,022			
		15.000	0,020			
	M3	5.000	0,029	0,021		
		10.000	0,037	0,027	0,019	
		15.000	0,039	0,029	0,021	
	M4	5.000	0,026	0,018		
		10.000	0,020			
		15.000	0,029	0,021		

4.2.2 Resultados

4.2.2.1 Capacidad de arranque

Con el objeto de determinar la capacidad de arranque de material de cada muela, se ha definido una gráfica que permite visualizar, en cada ensayo, el número de pasadas totales realizadas. Estas pasadas totales se dividen en diferentes valores de pasadas de profundidad, en función de la profundidad máxima determinada en la Tabla 3.6 y su reducción hasta un mínimo de alrededor de 0,020 mm.

De esta forma, la muela con mayor pasada de profundidad inicial, en este caso M1, dispone de más etapas con profundidades diferentes que el resto. Las gráficas muestran el valor de la potencia de Malkin por una parte (en color rojo) y los valores de potencia consumida en cada pasada. Cuando esta última potencia supera la potencia de Malkin, el control adaptativo recalcula la nueva potencia de Malkin (reducida en un 10%) y su correspondiente nuevo valor de pasada de profundidad. Este ciclo se repite hasta alcanzar una profundidad de pasada aproximada de 0,02 mm, tal y como se muestra en el diagrama de la Tabla 4.1.

Finalmente, con los datos mostrados en otras gráficas es posible determinar el volumen total de material arrancado por unidad de anchura de la muela.

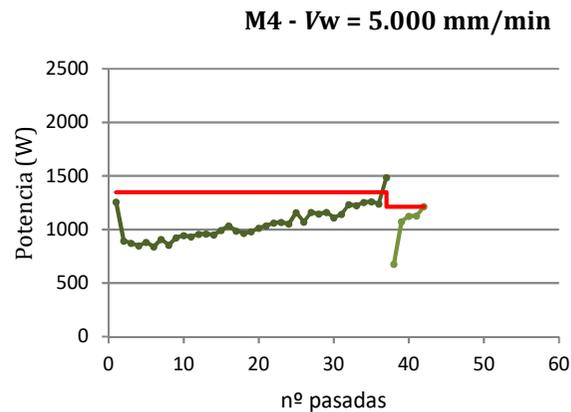
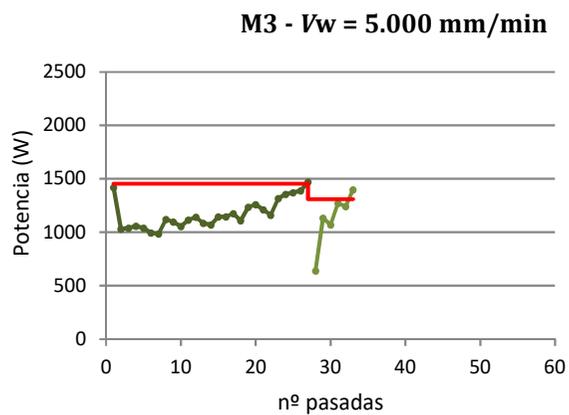
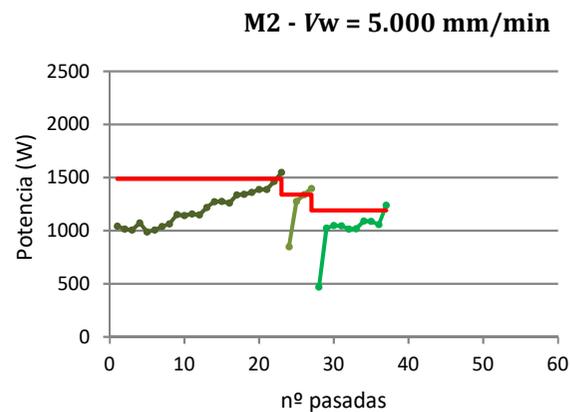
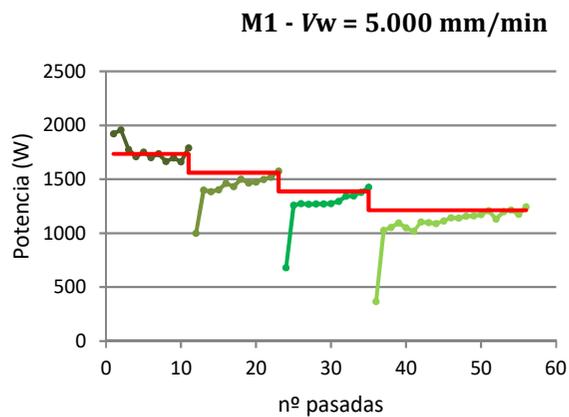


Figura 4.2. Gráficas de rendimiento de las muelas M1, M2, M3 y M4 según *Metodes* para un avance $v_w = 5.000$ mm/min.

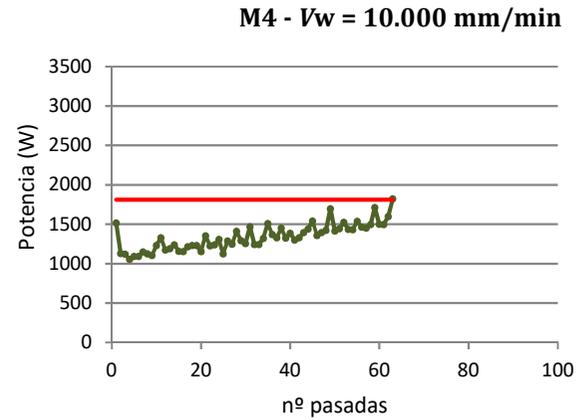
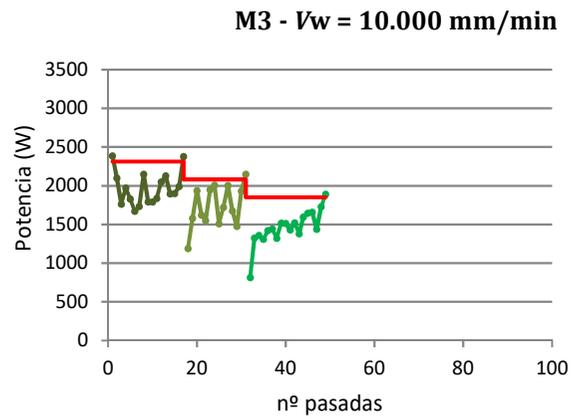
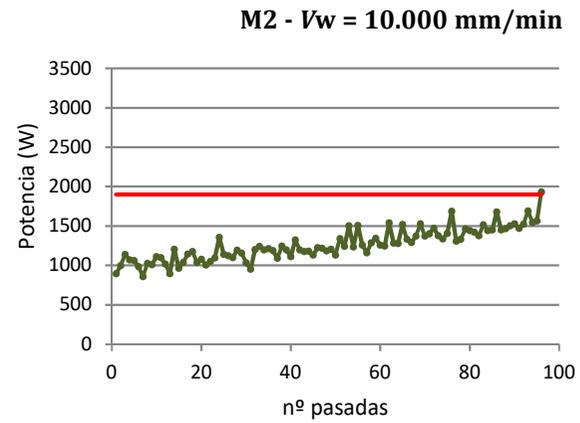
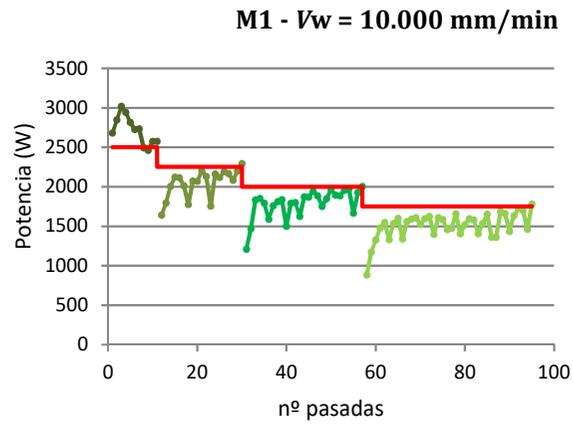


Figura 4.3. Gráficas de rendimiento de las muelas M, M2, M3 y M4 según *Metodes* para un avance $v_w = 10.000$ mm/min.

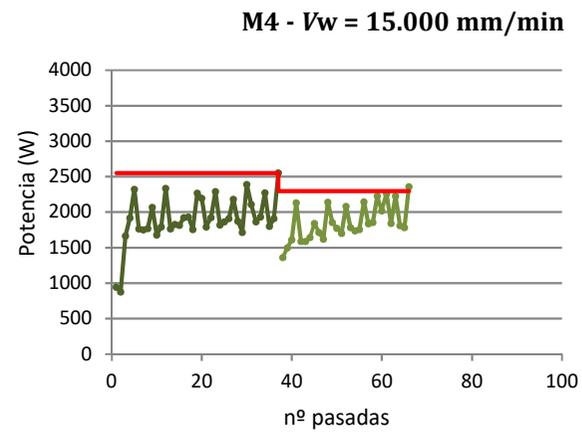
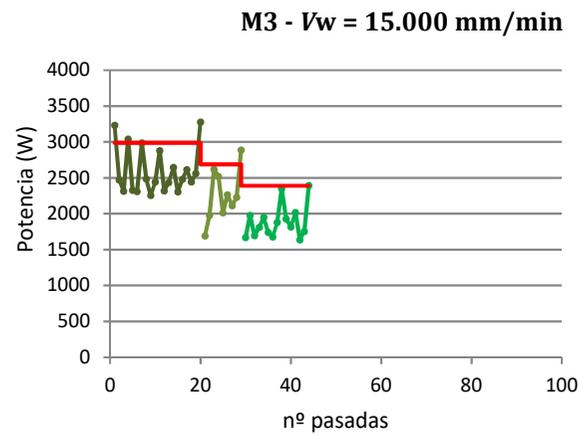
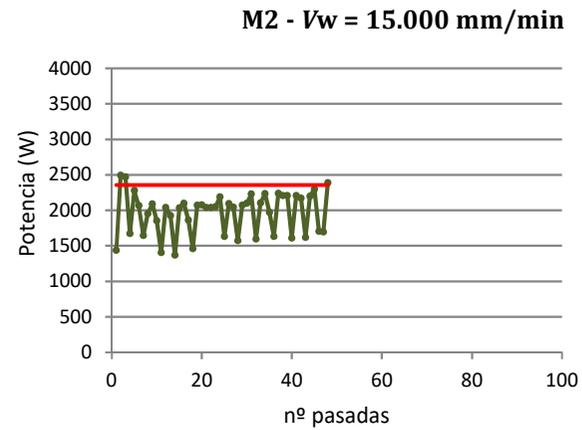
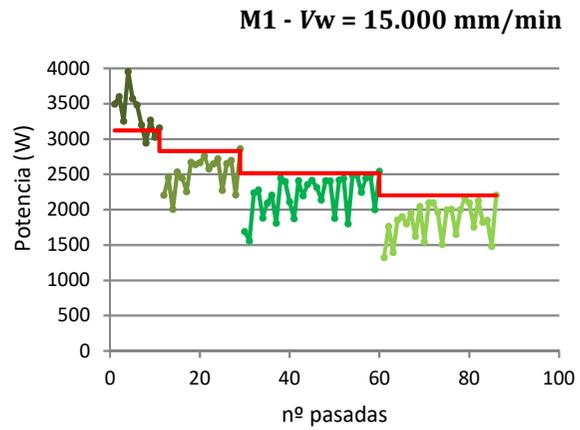


Figura 4.4. Gráficas de rendimiento de las muelas M1, M2, M3 y M4 según *Metodes* para un avance $v_w = 15.000$ mm/min

4.2.2.2 Rugosidad y ratio G

Para poder evaluar el rendimiento de una muela abrasiva tenemos que considerar otros aspectos como la rugosidad obtenida sobre la pieza y el desgaste sufrido por la misma (véase la Tabla 4.3). Ambas son de vital importancia a la hora de poder certificar el correcto cumplimiento de las especificaciones requeridas en la pieza y la duración de vida útil de la propia muela.

Por otro lado, el valor del volumen de material arrancado es función del número de pasadas realizadas, lo que permite cuantificar con otro parámetro de salida diferente los resultados obtenidos en el apartado anterior.

4.2.2.3 Detección de daño térmico

Por último, y como el objetivo del modelo de Malkin es predecir la aparición de daño térmico sobre la pieza, se procede a realizar el análisis metalográfico de la microestructura de las piezas rectificadas durante los ensayos para determinar si han sufrido dicho daño o no. De manera general, todas las piezas muestran zonas dañadas térmicamente en mayor o menor medida. Asimismo, cabe destacar la propagación de grietas en algunas de las muestras, además de cambios en la microestructura, tal y como se aprecia en la Figura 4.5.

El motivo principal de la obtención de estos resultados se debe al daño térmico acumulado en la pieza por haber estado trabajando en condiciones próximas al límite de potencia de Malkin.

Tabla 4.3. Valores de R_a y ratio G obtenidos en los ensayos.

Muela	v_w (mm/min)	R_a	G
M1	5.000	1,56	25,9
	10.000	1,79	30,9
	15.000	1,97	26
M2	5.000	1,46	21,6
	10.000	1,39	25,2
	15.000	1,46	25
M3	5.000	1,16	24,4
	10.000	1,50	35,2
	15.000	1,73	36,1
M4	5.000	1,20	18,5
	10.000	1,41	19,4
	15.000	1,55	18,1

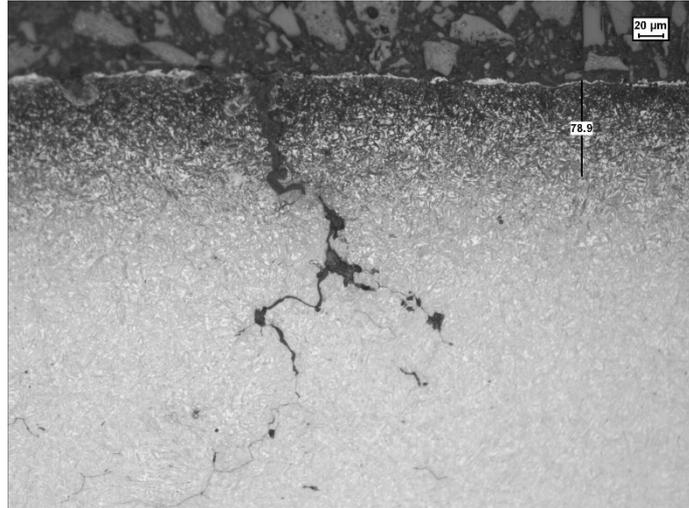


Figura 4.5. Análisis metalográfico correspondiente a la tercera repetición de la muela M1 con $v_w = 15.000$ mm.

4.2.3 Análisis de resultados

Del análisis de las gráficas se pueden deducir ciertas conclusiones sobre la aplicabilidad de *Metodes* y la necesidad de refinarlo para que no sucedan problemas como los mostrados en el Apartado 4.2.2.3:

- Observando las gráficas (Figuras 4.2, 4.3 y 4.4) se puede deducir de un modo claro qué muelas tienen mejor rendimiento considerando su capacidad de arranque en las condiciones determinadas en la aplicación *Metodes*.
- El mayor número de pasadas totales realizadas durante el ensayo es indicativo de la posibilidad de establecer unas condiciones iniciales más agresivas, aunque no son concluyentes respecto de cuál de las muelas obtiene un mayor ratio G y a que no contempla aspectos como la determinación del ciclo de diamantado y el coste de cada muela.
- El aumento de la velocidad de avance provoca una dispersión en los valores de potencia media registrados por la aplicación, mostrando una señal más ruidosa con una $v_w = 15.000$ mm/min respecto de $v_w = 5.000$ mm/min. Esto provoca una pérdida de precisión en la ejecución de la aplicación, lo que hace que a velocidades de avance altas los resultados obtenidos no sean los óptimos.
- En todas las muestras se ha detectado daño térmico. Este fenómeno es debido al gran número de pasadas realizadas cerca del límite de Malkin, que hace que se vaya acumulando daño térmico en la pieza.
- La utilización de profundidades de pasada iniciales diferentes para cada una de las muelas no permite una comparativa directa entre diferentes muelas. En algún caso, además, no permite evaluar su comportamiento al disminuir la profundidad de pasada, ya que la profundidad inicial es relativamente pequeña.

De esta manera y como conclusión, existe la necesidad de revisar los criterios de desarrollo de la metodología asociada a la técnica *Metodes*.

4.3 Refinamiento de Metodes

De la lectura de los resultados y conclusiones obtenidas en el apartado anterior se extraen las siguientes líneas de actuación para refinar *Metodes* y su correspondiente aplicación en la selección de muelas abrasivas:

- La utilización de unas condiciones iniciales de trabajo idénticas para todas las muelas permite una mejor comparativa entre las mismas.
- El empleo del umbral de potencia de quemado establecido por el modelo de Malkin provoca un daño térmico excesivo en la pieza, por lo que se debe emplear un umbral reducido respecto a aquel valor.

4.3.1 Plan de ensayos

Se plantea analizar el comportamiento de las muelas, estableciendo como potencia límite de quemado un rango comprendido entre el 90% y el 50% de la potencia de Malkin. Por ejemplo, considerando un valor del 90%, la nueva potencia límite de quemado correspondería a la siguiente ecuación.

$$P_{\text{lim}} = 0,9P_{\text{Malkin}} \quad \text{Ec. 4.46}$$

Al disminuir el valor de potencia límite de Malkin, las profundidades de pasada, tanto la inicial como las posteriores, son menores. Como consecuencia tenemos un rectificado menos agresivo, lo que facilita, *a priori*, la no aparición de daño térmico sobre la pieza.

Las condiciones del ensayo se muestran en la Tabla 4.4 y corresponden a unas condiciones estándar en rectificadores de desbaste en aceros.

Tal y como se ha realizado en ensayos anteriores, el registro de la potencia consumida comenzará a contabilizarse a partir de la pasada número 10. Se ha seleccionado la muela M1 como referencia y se han realizado ensayos abarcando todo el rango de potencias límite, es decir, 90%, 80%, 70%, 60% y 50% del límite de potencia de Malkin.

Tabla 4.4. Condiciones de trabajo del aplicativo *Metodes*.

Parámetro		Referencia/Valor	Unidad
Pieza	Material Dim.	1.2842 150 x 60 x 9,8	mm
Muela abrasiva	Referencia b_s	M1 80	mm
Condiciones de rectificado	v_s	35	m/min
	v_w	12.000	mm/min
	a_e	0,04	mm
Condiciones de diamantado	v_s	35	m/s
	v_d	300	mm/min
	a_e	0,02	mm
Refrigerante	Referencia Concentración	MKV-SOL 5%	
Potencia límite quemado	P_{lim}	50%-90%	

4.3.2 Resultados

Los parámetros analizados serán los mismos que en el Apartado 4.2, es decir, potencia consumida vs número de pasadas rectificadas, rugosidad y ratio G .

4.3.2.1 Capacidad de arranque y análisis metalográfico

Las gráficas de potencia consumida confirman la disminución del número de pasadas realizadas según disminuye la potencia límite. A continuación de cada gráfica se muestra una imagen del análisis metalográfico obtenido mediante microscopía óptica. La Figura 4.6 corresponde a la potencia límite en un rango del 80% y 90% de la potencia de Malkin, la Figura 4.7 al 60% y 70% y, por último, la Figura 4.8 al 50%.

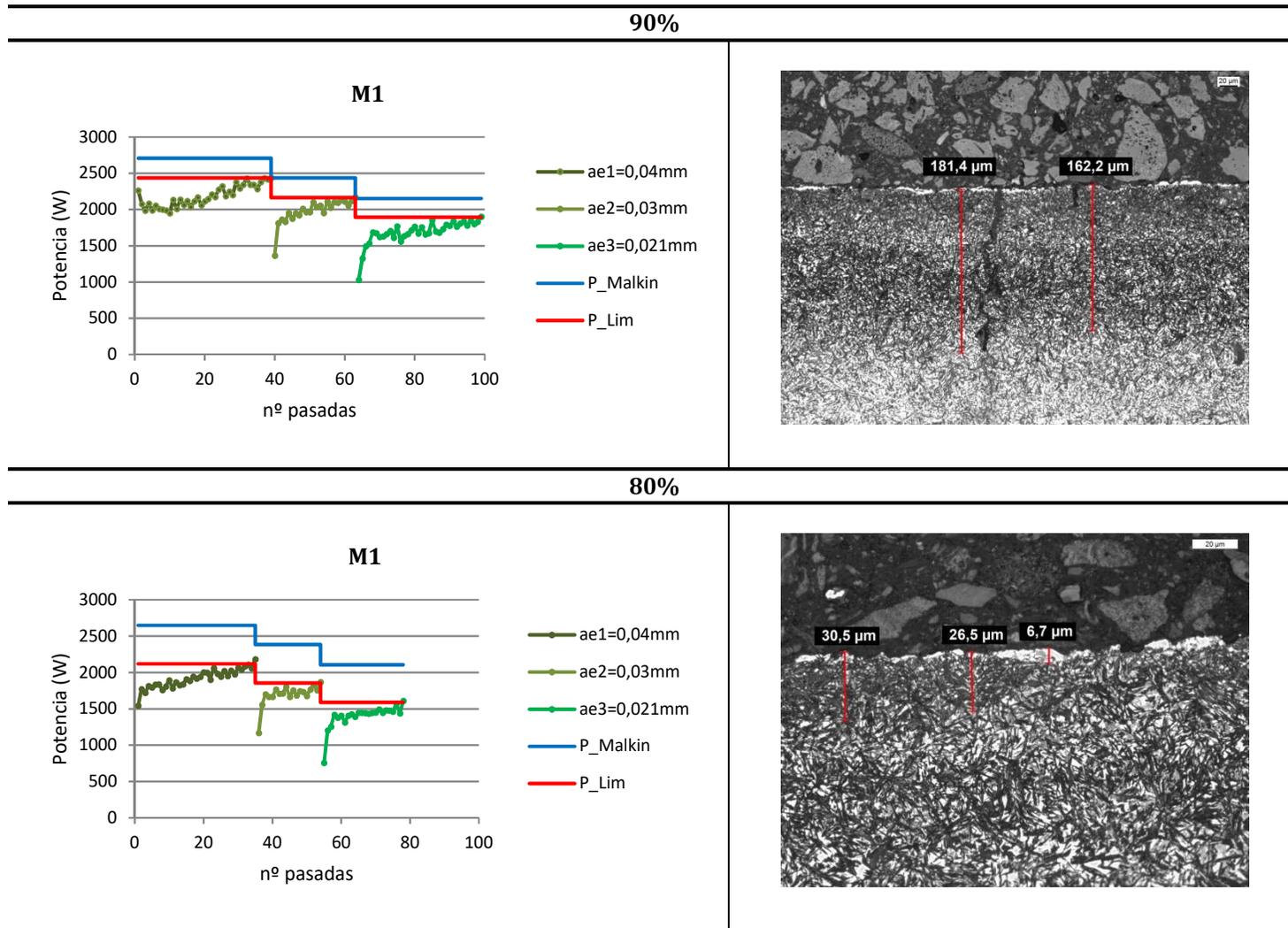


Figura 4.6. Gráficas de potencia consumida y análisis metalográfico para la muela M1 y una potencia limite al 90% y 80% de la potencia de Malkin.

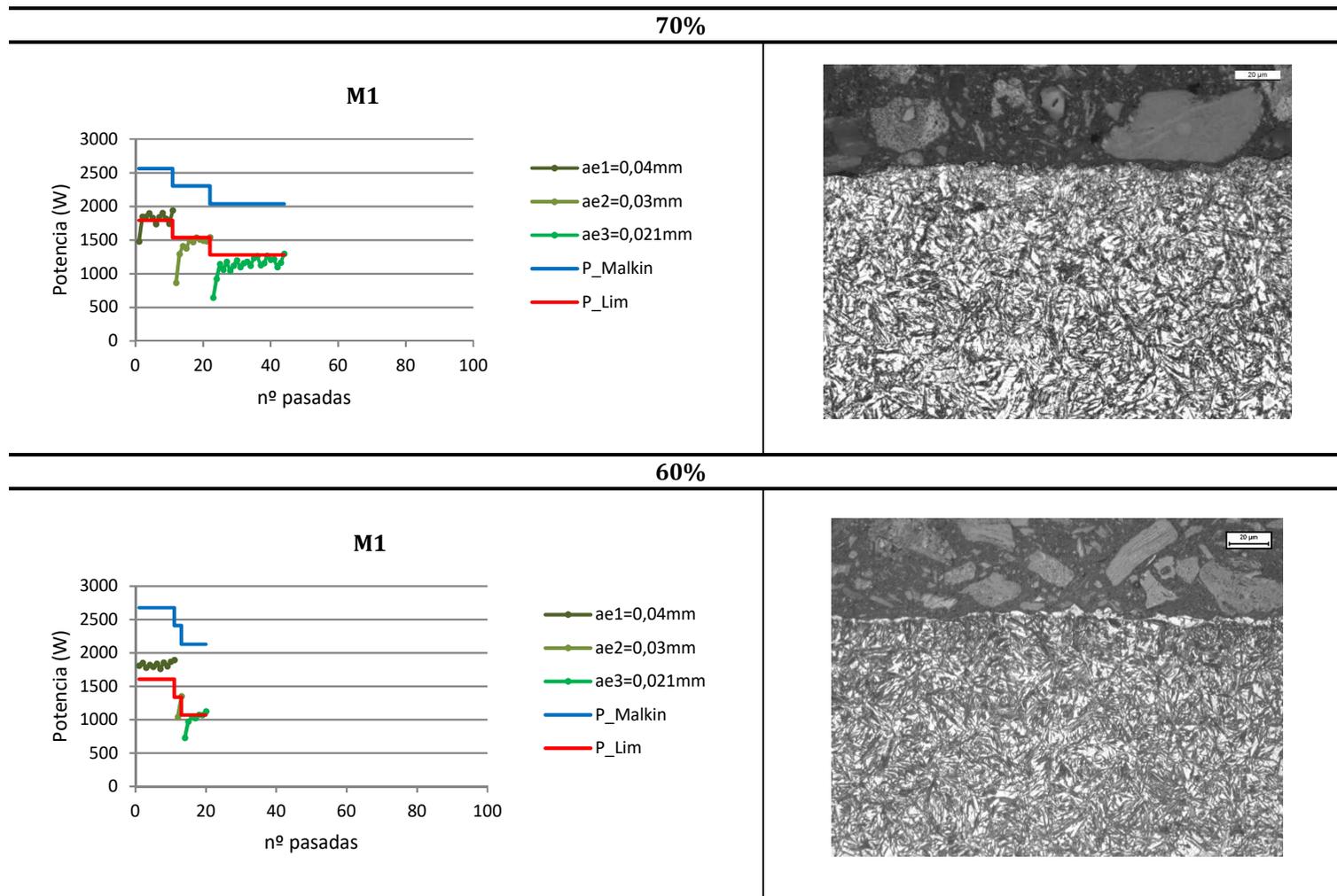


Figura 4.7. Gráficas de potencia consumida y análisis metalográfico para la muela M1 y una potencia limite al 70% y 60% de la potencia de Malkin.

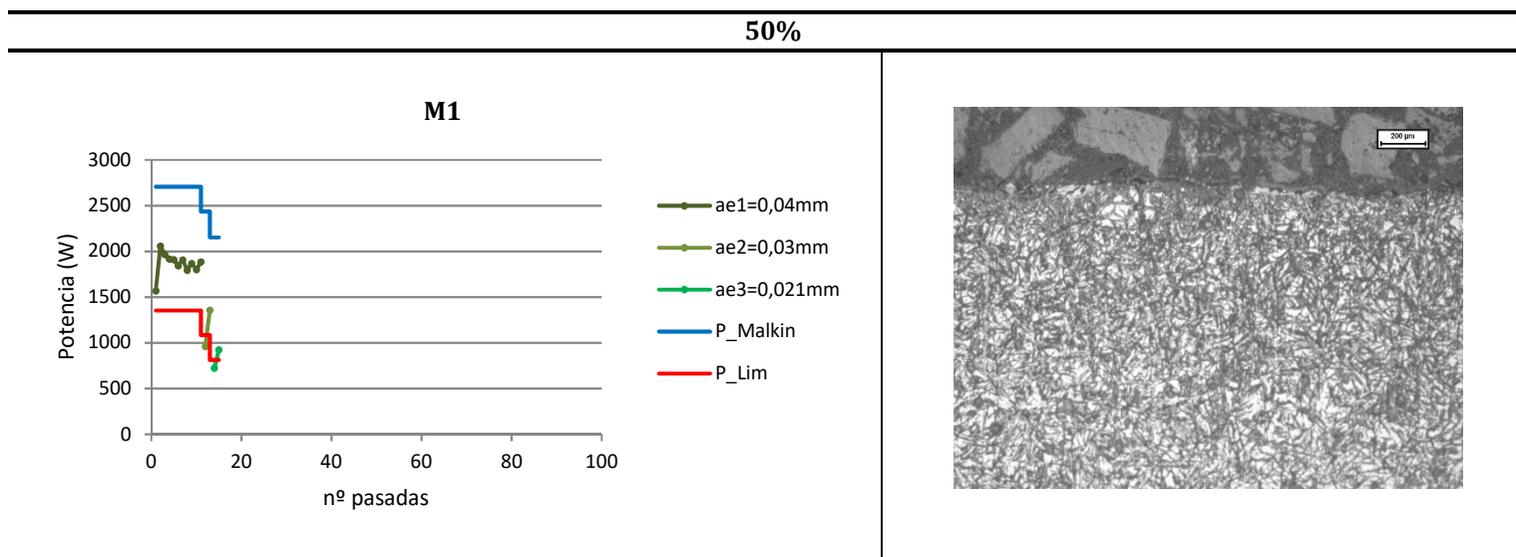


Figura 4.8. Gráfica de potencia consumida y análisis metalográfico para la muela M1 y una potencia limite al 50% de la potencia de Malkin.

La principal conclusión obtenida sitúa el umbral de la potencia límite sin aparición de daño térmico en un 70% de la potencia teórica de quemado de Malkin. La suavización de las condiciones del ensayo en este porcentaje y los inmediatamente inferiores hace que la pieza no esté dañada térmicamente. Una vez situado el límite en la muela utilizada como referencia, es necesario confirmarlo en el resto de las muelas disponibles. De este modo, se podrá proceder a la comparativa entre ellas.

4.4 Conclusiones

Se ha desarrollado una nueva técnica, denominada *Metodes*, para el análisis del rendimiento de muelas abrasivas en procesos de rectificado. *Metodes* emplea un control adaptativo, que modifica la profundidad de pasada basándose en la aplicación del modelo predictivo de daño térmico de Malkin para aceros o Madariaga para el resto de materiales.

En el desarrollo de *Metodes*, ha sido necesario despejar la profundidad de pasada de la ecuación cuártica que define el modelo de Malkin. Esta tarea se ha realizado en colaboración con investigadores del grupo de Modelización Matemática y Simulación Numérica de la Universidad Católica de Valencia, dando lugar a su publicación en una revista de cuartil Q1, *International Journal of Mechanical Sciences* [González-Santander et al., 2016].

Por otro lado, el daño térmico detectado en pieza cuando se emplean valores de potencia cercanos al límite de Malkin ha hecho necesario un refinamiento de la estrategia inicialmente diseñada. De esta manera, se ha establecido un nuevo criterio para *Metodes*: que la potencia máxima permitida se limite a un 70% del valor de Malkin.

Metodes permite, de una forma experimental y objetiva, evaluar el rendimiento de cualquier muela abrasiva. Esta evaluación permite, a su vez, la comparación entre diferentes muelas abrasivas para una misma aplicación. Finalmente, se ha dotado a la aplicación de total flexibilidad para poder modificar las condiciones de trabajo, los porcentajes de reducción del límite del Malkin y la profundidad de pasada mínima límite en la cual finaliza el ensayo.

A modo de resumen, tras el refinamiento realizado en el Apartado 4.3, la técnica *Metodes* consiste:

- 1) Cálculo por parte de la aplicación *Metodes* de la potencia límite a partir de la cual se prevé la aparición de daño térmico. El valor de esta potencia límite corresponde al 70% del límite de la potencia de Malkin para el caso de los aceros.
- 2) Inicio: El ensayo de rectificado comienza con unas mismas condiciones de trabajo definidas por el usuario (a_{e1} , v_s , v_w) cuando se comparan diferentes muelas abrasivas. A continuación se realizan diez pasadas de rectificado para que la señal de potencia consumida se estabilice (véase el Apartado 3.2.3.2).
- 3) Realización de pasadas de rectificado hasta que la potencia consumida alcance o supere el valor del 70% de la potencia límite de quemado.
- 4) Ejecución del ciclo de control adaptativo de *Metodes*. En este punto, se recalcula una disminución de la profundidad de pasada (a_{e2}) basándose en la reducción de un porcentaje determinado de la potencia límite de Malkin/Madariaga. De esta forma

las nuevas condiciones de trabajo se alejan del umbral de potencia que predice la aparición de daño térmico.

- 5) Realización de pasadas de rectificado con la nueva condición de profundidad de pasada hasta volver a alcanzar la nueva potencia reducida de Malkin/Madariaga.
- 6) Repetición del ciclo de control adaptativo tantas veces como el usuario desee. La estrategia diseñada recomienda establecer un límite mínimo de pasada de profundidad con el objeto de evitar valores de profundidad muy pequeños, los cuales no sean de interés en el análisis de rendimiento de las muelas abrasivas.
- 7) Evaluación del ensayo: volumen total de material arrancado, ratio G y daño térmico.

Capítulo 5

***Aplicación de Metodos en la selección de muela
óptima para procesos de rectificado***

5. Aplicación de *Metodes* en la selección de muela abrasiva óptima para procesos de rectificado

Una vez desarrollada la herramienta *Metodes*, en este capítulo se demostrará su aplicabilidad para la selección de muela abrasiva óptima en procesos de rectificado. La elección de la mejor muela disponible, de una manera relativamente rápida y objetiva, tiene una gran importancia industrial y económica. Normalmente la selección de la muela abrasiva se realiza en base al conocimiento previo del usuario, empresa o fabricante de muelas, lo que, en no pocas ocasiones, conlleva puestas a punto del proceso no óptimas. Actualmente, no existe en bibliografía ningún método que permita hacer la selección de muelas de una manera objetiva y sistemática.

En general, existen tres estrategias de rectificado en función de los requisitos finales a obtener en la pieza:

- 1) Desbaste y acabado con muelas diferentes. Esta estrategia se emplea cuando se requiere eliminar una gran cantidad de material de la pieza y/o cuando los requisitos en términos de tolerancias dimensionales o rugosidad son muy exigentes. En este caso el empleo de muelas diferentes para desbaste y acabado permite seleccionar muelas mucho más específicas para cada tipo de operación.
- 2) Desbaste y acabado con la misma muela, realizándose un diamantado previo a la operación de acabado con el objetivo de asegurar la obtención de una buena rugosidad en la pieza.
- 3) Desbaste y acabado con la misma muela, debiendo ser empleada para el rectificado de un número determinado de piezas sin diamantados intermedios.

Las muelas utilizadas en las dos últimas estrategias se utilizan si los requisitos demandados no son tan exigentes. Estas muelas suelen tener una especificación media que sirve para ambas operaciones aunque no les permite obtener las mismas tasas de arranque de viruta que las muelas específicas de desbaste o los mismos resultados de tolerancias que las muelas específicas de acabado.

En el primer caso, la aplicación *Metodes* permite seleccionar la muela de desbaste óptima. En el segundo y tercer caso, antes de aplicar *Metodes*, es necesario realizar un paso preliminar, que consiste en verificar que todas las muelas previamente seleccionadas consiguen alcanzar la rugosidad deseada en la pieza.

Por esta razón, en el Apartado 5.1 se realizarán unos ensayos con condiciones de acabado que permitan definir el límite de rugosidad que se puede alcanzar con las muelas analizadas.

Una vez validadas las muelas para operaciones de acabado, en los siguientes apartados se aplicará *Metodes* para la selección óptima de entre las cuatro disponibles (M1, M2, M3 y M4) en tres aplicaciones distintas (aceros 1.2842, 1.7220 y T15).

5.1 Verificación de la rugosidad en operaciones de acabado

En este apartado se va a determinar experimentalmente la rugosidad que se puede obtener en la pieza empleando las muelas M1, M2, M3 y M4 en condiciones de acabado.

Las condiciones, tanto de diamantado como de corte, se muestran en la Tabla 5.1. Los parámetros de diamantado varían respecto de los utilizados en los ensayos del Capítulo 4 debido a que se opta por obtener una topografía más fina en la superficie de la muela, típica de las operaciones de acabado. Por otra parte, en la definición de la operación, se añaden las pasadas de chispeo típicas de una operación de acabado. Cada uno de los ensayos se repite en tres ocasiones.

Los valores obtenidos en la medición realizada sobre la pieza se muestran en la Tabla 5.2. La columna R_a es la media resultante de las cinco mediciones realizadas a lo largo de la longitud de la pieza en cada ensayo, en sentido transversal a la dirección de rectificado. A continuación se ha calculado la media de estas medidas. Los valores obtenidos demuestran que cualquiera de las muelas permite obtener una buena rugosidad, por debajo de $0,4 \mu\text{m}$.

Tabla 5.1. Parámetros de corte en condiciones de acabado.

Parámetro		Referencia/Valor	Unidad
Pieza	Material Dimensiones	1.2842 150 x 60 x 9,8	mm
Muela abrasiva	Referencia b_s	M1 / M2 / M3 / M4 80	mm
Condiciones de rectificado	v_s	35	m/min
	v_w	12.000	mm/min
	a_e	0,005	mm
	Nº de pasadas	5	
	Pasadas chispeo	2	
Condiciones de diamantado	v_s	35	m/s
	v_d	150	mm/min
	a_e	0,01	mm
Lubricante		MKV-SOL	
Concentración		5%	
Nº de repeticiones		3	

Tabla 5.2. Rugosidad obtenida en condiciones de acabado.

Muela	Ensayo	R_a	Media
M1	E1	0,304	0,338
	E2	0,348	
	E3	0,361	
M2	E1	0,412	0,366
	E2	0,351	
	E3	0,335	
M3	E1	0,389	0,363
	E2	0,331	
	E3	0,368	
M4	E1	0,345	0,350
	E2	0,373	
	E3	0,334	

5.2 Plan de ensayos

Una vez confirmada la validez de las muelas seleccionadas para la fase de acabado, se va a proceder a validar *Metodes* como método de recomendación de muela abrasiva óptima. *Metodes* realiza una estimación inteligente de la capacidad de arranque de total de viruta de cada muela en desbaste, en condiciones de elevada Q' , sin que la pieza llegue a dañarse térmicamente.

El plan de ensayos se muestra en la Tabla 5.3. En su definición se han adoptado los siguientes criterios:

- Se fijan unas condiciones de trabajo estándares en operaciones de desbaste idénticas para todas las muelas a analizar.
- Se fija la potencia límite de quemado en un 70% de la potencia teórica de quemado de Malkin, manteniéndose como profundidad mínima para pasadas de desbaste el valor de 0,020 mm. El control adaptativo reducirá esta potencia en dos tramos, es decir, al 60% y 50%. Esto da lugar a las siguientes profundidades de pasada: 0,040 mm, 0,030 mm y 0,021 mm.
- Cada uno de los ensayos se realiza en tres ocasiones. Esto es debido a la cantidad de variables no controlables que toman parte en los ensayos (material suministrado por el proveedor, posicionamiento manual de la boquilla de refrigeración, etc...).
- Se verificará la metodología en tres aceros distintos.

El plan de ensayos coincide en su totalidad con el plan de ensayos definido en el Apartado 4.3.1 (véase la Tabla 4.4), exceptuando que se analizarán las tres muelas restantes (M2, M3 y M4) y se realizará cada uno de los ensayos tres veces. Esto provoca que, en el caso del

acero 1.2842, aun siendo válido el ensayo realizado sobre la muela M1 anteriormente (véase la Figura 4.7), haya que repetirlo otras dos veces.

Además del acero 1.2842 sobre el que se han realizado todos los ensayos preliminares y de contraste de la metodología, se han seleccionado otros dos tipos de acero totalmente diferentes entre sí.

El primero de ellos es el 1.7220, un acero que presenta una buena tenacidad en piezas de secciones medias. Antes de la realización de los ensayos, ha sido sometido a un temple que ha aumentado su dureza hasta 40HRc.

El segundo es un acero empleado en la fabricación de brochas, identificado como T15. Se trata de un acero difícil de rectificar, lo que servirá para comprobar la respuesta de la metodología en rectificadores agresivos. El alto contenido en vanadio con el que se fabrica le hace tener una excelente resistencia a la abrasión, lo que le convierte en un material ideal para la fabricación de herramientas de corte en materiales difíciles de mecanizar, donde existe un calentamiento excesivo por alta fricción. La dureza del material se sitúa alrededor de 66 HRc.

En los próximos apartados se describen los resultados obtenidos en los ensayos. Las variables de salida medidas y analizadas son las siguientes: volumen de material arrancado, rugosidad obtenida sobre la pieza, desgaste radial de la muela, ratio G y el análisis metalográfico de detección de daño térmico sobre la pieza.

Tabla 5.3. Condiciones de trabajo del aplicativo *Metodes*.

Parámetro		Referencia/Valor	Unidad
Pieza	Material Dimensión	1.2842 / 1.7220 / T15 150 x 60 x 9,8	mm
Muela abrasiva	Referencia b_s	M1 80	mm
Condiciones de rectificado	v_s	35	m/min
	v_w	12.000	mm/min
	a_e	0,04	mm
Condiciones de diamantado	v_s	35	m/s
	v_d	300	mm/min
	a_e	0,02	mm
Refrigerante	Referencia Concentración	MKV-SOL 5%	
Potencia límite quemado	P_{lim}	70%	

5.3 Acero 1.2842

Las principales características de este tipo de acero se han descrito previamente en el Apartado 3.2.1.

5.3.1 Volumen arrancado de material

A partir de las gráficas de potencia consumida vs número de pasadas (véase la Figura 5.1) y con la información relativa a la geometría de la pieza, se puede deducir el volumen de material arrancado durante el ensayo.

La relación directa entre el número de pasadas realizadas y el volumen arrancado de material hace que la lectura de las gráficas muestre a la muela M1 como la de mayor capacidad de arranque de entre todas las analizadas.

El cálculo del volumen de material arrancado se hace de la siguiente manera:

$$V_{\text{arrancado}} = \left((a_{e1}n_{p1}) + (a_{e2}n_{p2}) + (a_{e3}n_{p3}) \right) bL \quad \text{Ec. 5.47}$$

Donde n_p se refiere al número de pasadas realizado en cada una de las profundidades de pasada ejecutadas. El parámetro L se refiere a la longitud de la pieza, siendo b su anchura.

El cálculo realizado se resume en la Tabla 5.4, donde además se muestra el total de pasadas realizadas. Este valor corresponde a la suma de las pasadas realizadas en cada una de las tres etapas con diferente profundidad de pasada.

Tabla 5.4. Volumen de material arrancado en cada uno de los ensayos.

Muela	Nº Ensayo	Total pasadas	b (mm)	L (mm)	$V_{\text{arrancado}}$ (mm ³)
M1	E1	44	8,9	149,2	1635,9
	E2	34	8,9	149,2	1346,5
	E3	53	9,2	149,2	1925,8
M2	E1	24	8,8	149,2	1007,0
	E2	26	8,9	149,2	1038,4
	E3	35	8,9	149,2	1313,3
M3	E1	19	8,9	149,2	843,2
	E2	22	8,9	149,2	914,9
	E3	19	8,9	149,2	831,3
M4	E1	23	9	149,2	965,5
	E2	23	9	149,2	965,5
	E3	21	8,7	149,2	878,8

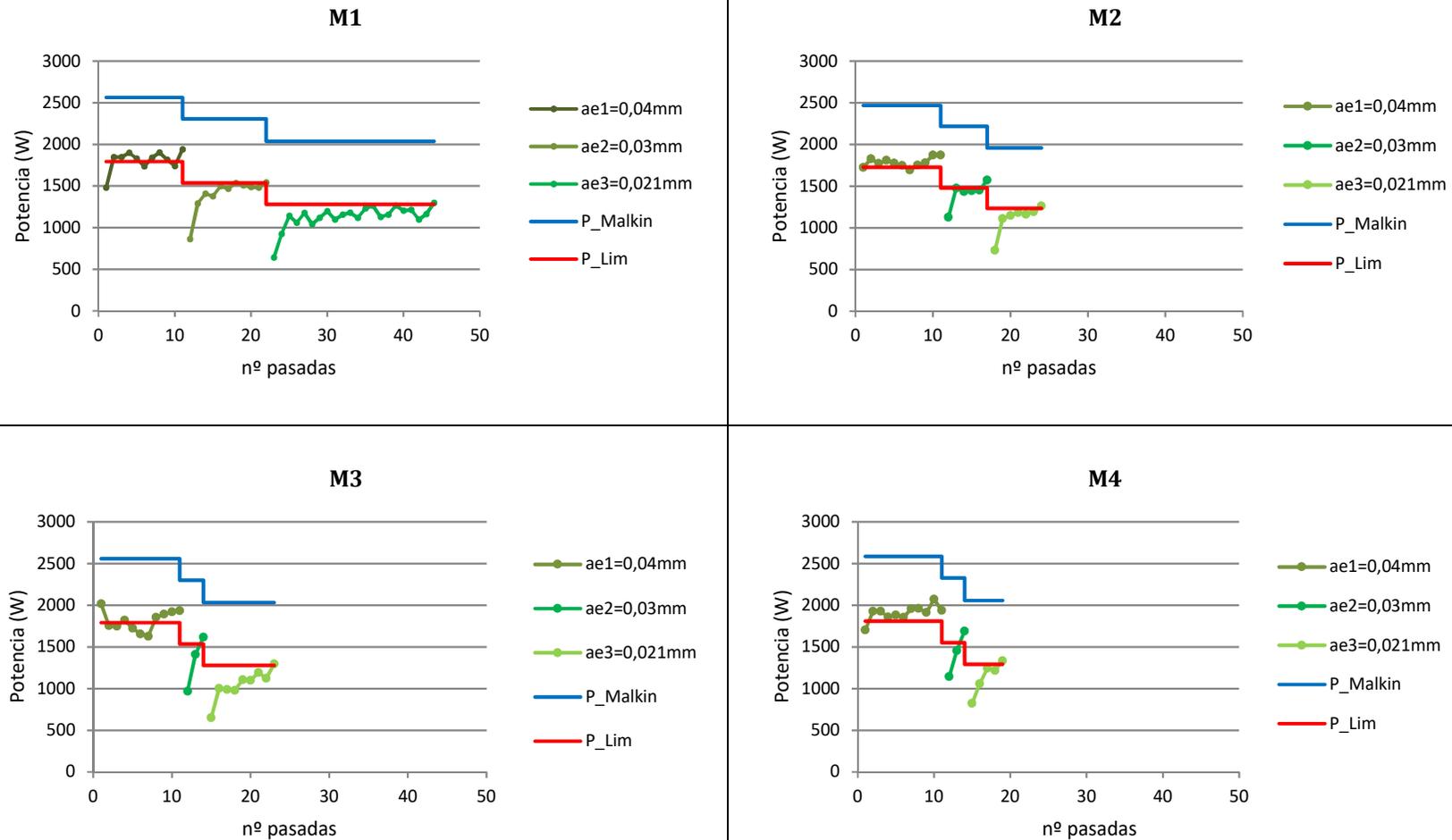


Figura 5.1. Gráficas de potencia consumida para las muelas M1, M2, M3 y M4 considerando una potencia límite al 70% de la potencia de Malkin (Rep. 1).

5.3.2 *Ratio G*

En cuanto al desgaste sufrido por la muela a la finalización de cada ensayo, es necesario calcular el volumen de muela desgastado (en adelante $V_{\text{desgastado}}$). Para ello, se ha determinado el desgaste radial sufrido por la muela mediante el método de réplica del perfil sobre una pieza auxiliar, tal y como se detalló en el Apartado 2.1.3.2. Con este valor, se dispone tanto del diámetro inicial de la muela como del diámetro final, lo que permite calcular el volumen de muela desgastado.

El ratio G es el valor resultante de la relación entre el volumen de material arrancado y el volumen desgastado de la muela. Todos los valores intervinientes en su cálculo se muestran en la Tabla 5.5.

5.3.3 *Rugosidad*

El valor de rugosidad aritmética se obtenido de la misma manera que en los ensayos realizados en condiciones de acabado para verificar la rugosidad final obtenida (véase el Apartado 5.1). Dichos valores se exponen en la Tabla 5.6, además de su correspondiente desviación.

Tabla 5.5. Desgaste radial y ratio G resultante.

Muela	Nº Ensayo	Desgaste radial (mm)	$V_{\text{arrancado}}$	$V_{\text{desgastado}}$	Ratio G	Media Ratio G
M1	E1	0,0175	1635,9	186,1	8,8	8,7
	E2	0,0179	1346,5	190,4	7,1	
	E3	0,0171	1925,8	187,8	10,3	
M2	E1	0,0138	1007,0	127,7	7,9	7,9
	E2	0,0147	1038,4	137,3	7,6	
	E3	0,0168	1313,3	157,1	8,4	
M3	E1	0,0158	843,2	176,1	4,8	5,0
	E2	0,0159	914,9	177,1	5,2	
	E3	0,0150	831,3	167,2	5,0	
M4	E1	0,0136	965,5	137,4	7,0	6,9
	E2	0,0146	965,5	147,3	6,6	
	E3	0,0125	878,8	122,0	7,2	

Tabla 5.6. Rugosidad obtenida

Muela	Nº Ensayo	R_a	Desv.
M1	E1	2,03	0,13
	E2	2,10	0,09
	E3	1,54	0,09
M2	E1	1,43	0,11
	E2	1,40	0,02
	E3	1,49	0,14
M3	E1	1,42	0,06
	E2	1,43	0,06
	E3	1,35	0,09
M4	E1	1,61	0,05
	E2	1,49	0,10
	E3	1,33	0,12

5.3.4 Estudio de presencia de dañado térmico

Una vez analizadas todas las muestras extraídas de las piezas rectificadas durante los ensayos, se ha comprobado la ausencia de dañado térmico en todas ellas.

La Figura 5.2 muestra como ejemplo un caso de cada muela, donde se confirma la ausencia de cambios en la estructura del material de la pieza una vez rectificado. En la muela M1 la foto corresponde al ensayo 3 (E3) mientras que en las muelas M2 y M3, corresponden al ensayo 2 (E2). La foto de la muela M4 corresponde al ensayo 1 (E1).

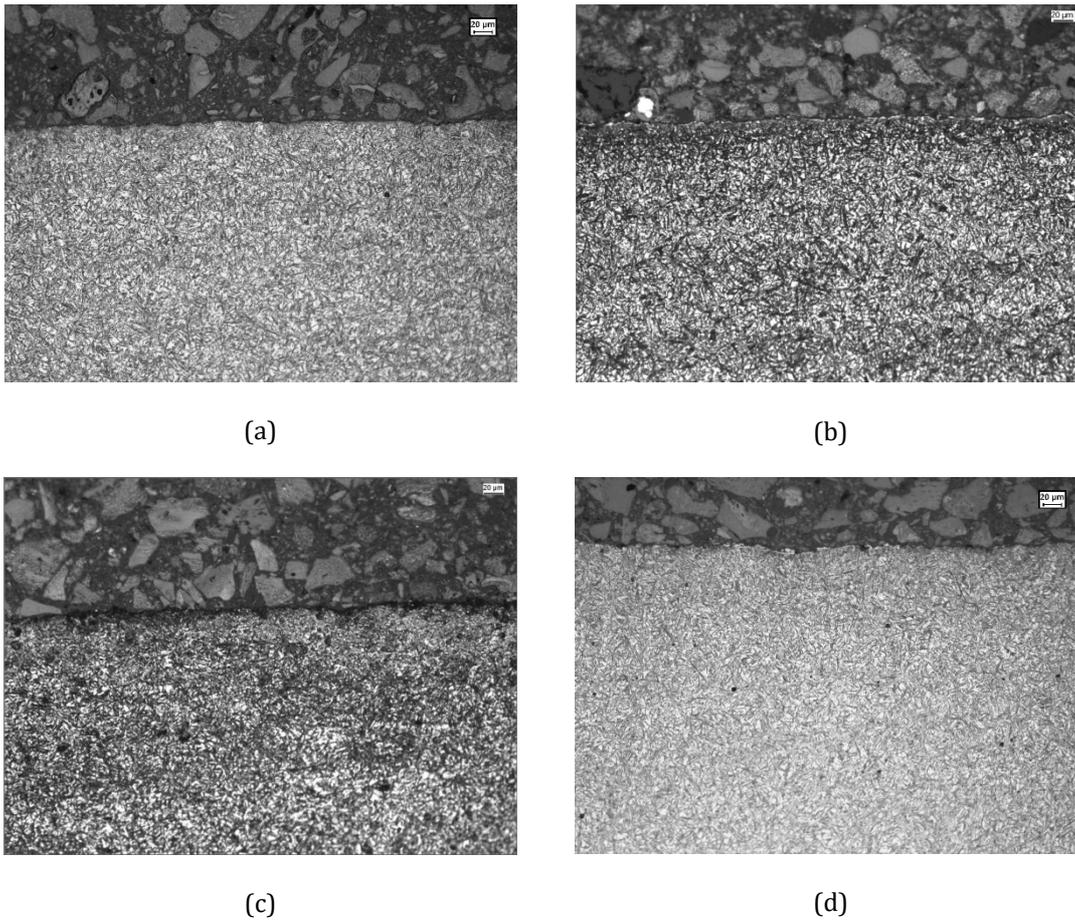


Figura 5.2. Análisis metalográfico de las piezas ensayadas con las muelas M1 (a), M2 (b), M3 (c) y M4 (d).

5.3.5 Análisis de resultados

El análisis en detalle de los resultados obtenidos, y su correspondiente interpretación, permite obtener el ranking de rendimiento de las muelas.

En primer lugar, hay que destacar el hecho de que las piezas rectificadas durante los ensayos estén libres de daño térmico. Esta ausencia provoca la posibilidad de comparar las muelas en base al resto de resultados obtenidos, ya que la no aparición de daño térmico se considera un requisito imprescindible.

Respecto del volumen del material arrancado por cada una de las muelas, la muela M1 se perfila como la muela con mayor capacidad. A continuación se sitúa la muela M2 y en un tercer escalafón las muelas M3 y M4, siendo ligeramente superior la M4 respecto la M3.

Respecto al desgaste total sufrido por las muelas, la muela M1 es la que más se desgasta, seguida de la muela M3, y, en menor medida M2 y M4, con desgastes bastante semejantes.

Sin embargo, no es desgaste total el parámetro a considerar para la comparación entre muelas, sino el ratio G . Los valores obtenidos de esta variable confirman que el valor más alto corresponde a la muela M1. A continuación se sitúan la muela M2, la M4 y finalmente, con el ratio G más bajo, la muela M3. En estos valores se aprecian ciertas diferencias entre

las muelas, lo que sirve para establecer un ranking claro y preciso del comportamiento mostrado por las diferentes muelas.

Otro aspecto importante a considerar es la rugosidad obtenida sobre la pieza. El progresivo desgaste de una muela abrasiva provoca un empeoramiento en la rugosidad. Este efecto se visualiza claramente en la muela M1, donde la R_a obtenida se sitúa sobre $2 \mu\text{m}$. El resto de las muelas presentan un comportamiento parecido en relación a la rugosidad, situándose en torno a una R_a de $1,45 \mu\text{m}$. En la segunda estrategia de rectificado planteada, donde se realiza el acabado con un diamantado previo sobre la misma muela utilizada en el desbaste, los valores de rugosidad son perfectamente asumibles. En el caso de la tercera estrategia, donde se plantea el rectificado de una cantidad de piezas determinada en condiciones de desbaste y acabado sin diamantado previo, habría que certificar la rugosidad obtenida en condiciones de acabado. Las propias condiciones de acabado, unidas a las pasadas de chispeo correspondiente, deben mejorar la rugosidad final sobre la pieza debiéndose cuantificar ese valor. En caso de que el desgaste de la muela tras el desbaste fuera tal que no se obtuviera la rugosidad deseada sobre la pieza, una vez realizada la operación de acabado, *Metodes* permite la utilización de unas condiciones iniciales más suaves que disminuyan el desgaste de la muela.

Con todas estas conclusiones, la muela más apropiada para rectificar acero 1.2842 para las diferentes estrategias consideradas es:

- 1) Desbaste y acabado con muelas diferentes: muela M1 para la operación de desbaste, debido a su mayor capacidad de arranque y ratio G . La posible mala rugosidad se corrige utilizando una muela específica de acabado la dicha operación.
- 2) Desbaste y acabado con la misma muela realizándose un diamantado previo al acabado: muela M1, debido a su mayor capacidad de arranque y ratio G . La rugosidad se corrige en la operación de acabado con la muela recién diamantada.
- 3) Desbaste y acabado con la misma muela para una serie determinada de piezas: muela M2, debido a que la rugosidad a obtener antes de la pasada de acabado adquiere un papel predominante respecto de la capacidad de arranque y el ratio G .

5.4 Acero 1.7220

Antes de la realización de los ensayos, el acero ha sido sometido a un temple que ha aumentado su dureza hasta 40 HRc.

5.4.1 Resultados

La Figura 5.3 muestra el número de pasadas realizadas por cada una de las muelas en su primera repetición. Tal y como se ha realizado en el material de referencia 1.2842, se ha completado el ciclo de ensayos con tres repeticiones por cada una de las muelas. Las repeticiones demuestran un comportamiento similar de cada una de las muelas por separado. Existe, como ocurre en los ensayos realizados anteriormente, alguna diferencia en el número de pasadas realizadas entre repeticiones.

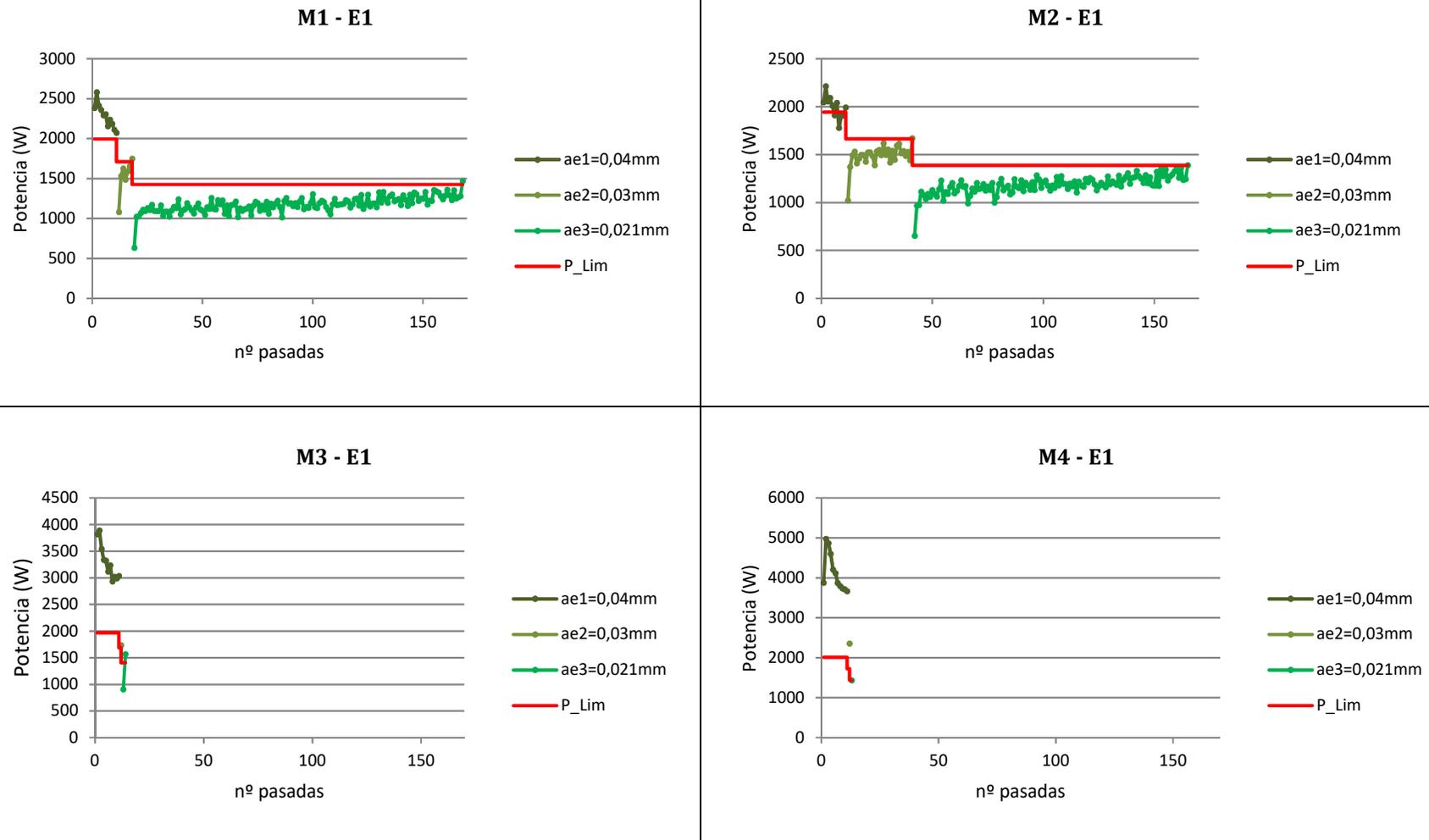


Figura 5.3. Capacidad de arranque de las muelas M1, M2, M3 y M4 en un acero 1.7220.

Tabla 5.7. Resultados obtenidos sobre el acero 1.7220.

Muela	Ensayo	Nº pas. a_{e1}	Nº pas. a_{e2}	Nº pas. a_{e3}	Total pasadas	Ratio <i>G</i>	Media Ratio <i>G</i>	<i>R_a</i>	Media <i>R_a</i>
M1	E1	11	7	150	168	59,6	59,2	1,4	1,42
	E2	11	8	134	153	60		1,35	
	E3	11	15	141	167	58,1		1,5	
M2	E1	11	30	124	165	52,7	53,6	1,44	1,47
	E2	13	28	150	191	56,7		1,58	
	E3	11	29	124	164	51,5		1,40	
M3	E1	11	1	2	14	17,8	21,8	1,03	1,08
	E2	11	2	3	16	26,4		1,16	
	E3	11	2	3	16	21,3		1,04	
M4	E1	11	1	1	13	21,4	19,6	1,19	1,13
	E2	11	1	2	14	21,2		1,13	
	E3	11	2	3	16	16,3		1,09	

El análisis de los resultados muestra una clara diferencia en el comportamiento entre las muelas M1 y M2 y las muelas M3 y M4. Las dos primeras se comportan de manera similar, con un ratio *G* ligeramente superior en el caso de la muela M1.

Por el contrario, las muelas M3 y M4 alcanzan rápidamente la potencia límite de quemado, lo que hace que el número de pasadas realizadas sea pírrico. La menor cantidad de material arrancado hace que el ratio *G* sea inferior a las muelas anteriores.

Respecto de la rugosidad, y como es lógico, las muelas M3 y M4 obtienen mejor rugosidad ya que el desgaste sufrido por la muelas ha sido menor debido a la menor cantidad de material arrancado. Sin embargo, todos los valores de rugosidad obtenidos están dentro de límites normales, los cuales pueden ser mejorados en sucesivas pasadas de acabado.

5.4.2 Estudio de la presencia de daño térmico

La Figura 5.4 muestra el análisis metalográfico realizado en las probetas rectificadas por cada una de las cuatro muelas utilizadas. Se confirma la inexistencia de daño térmico sobre la pieza. La presencia de láminas en la estructura del material ha precisado de un análisis más exhaustivo. Para ello se ha utilizado un microscopio electrónico de barrido (FE NOVA NANOSEM 450 FEI) donde se observa que las láminas son inclusiones de MnS, lo que mejora la maquinabilidad del acero.

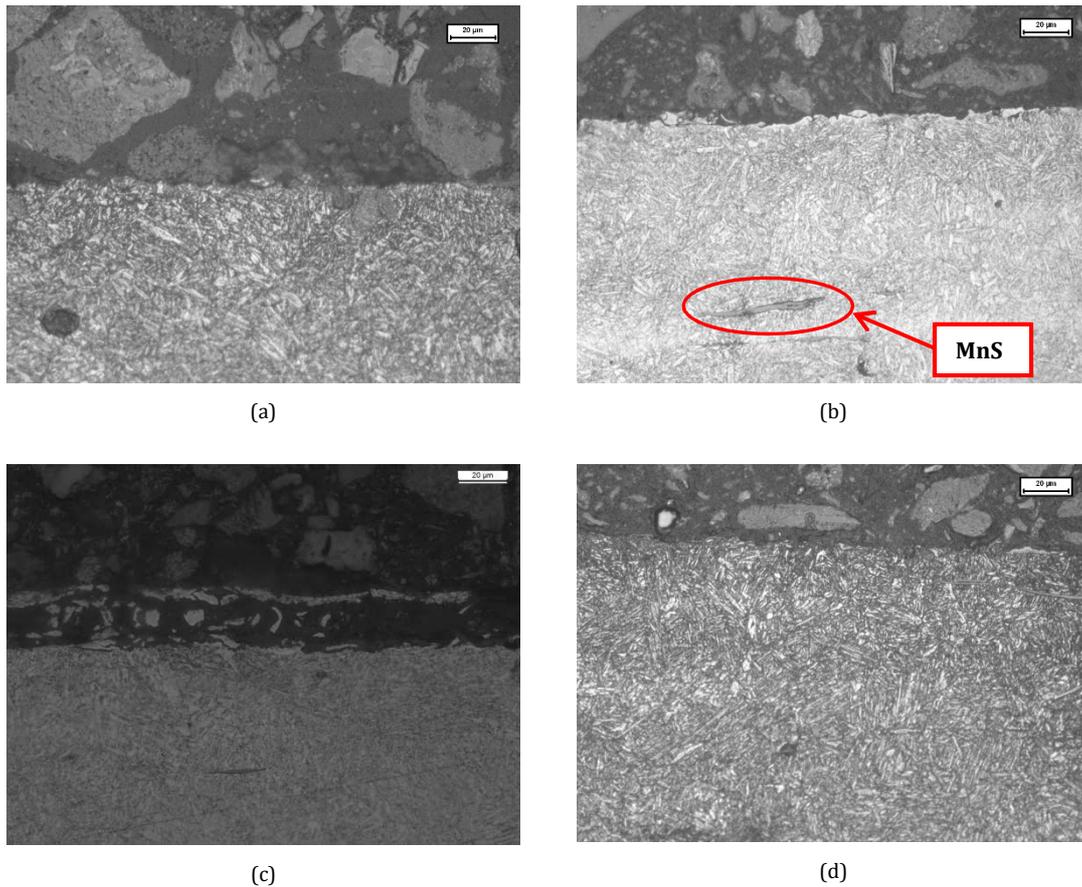


Figura 5.4. Análisis metalográfico realizado en las muelas M1 (a), M2 (b), M3 (c) y M4 (d).

5.4.3 Análisis de resultados

La conclusión es que la muela M2 es la óptima para rectificar el acero analizado en las tres estrategias de rectificado contempladas (tanto si el desbaste y acabado se hacen con diferentes muelas o con la misma). M2 presenta un comportamiento ligeramente mejor en cuanto a capacidad de arranque de material y ratio G que M1 y muy superior a M3 y M4. Asimismo, el tipo de abrasivo de la muela M2 tiene un coste inferior al de la muela M1 (fuente: Abrasivos Unesa). De esta forma, siendo el resto de la muela de características similares, el coste de M2 es inferior al de M1.

5.5 Acero T15

El análisis del rendimiento de las muelas se realiza sobre probetas obtenidas de una brocha fabricada en este tipo de acero suministrada por el fabricante de brochas Ekin S. Coop. Según su experiencia, se trata de un material que desgasta en demasía las muelas por lo que necesita de diamantados frecuentes. De esta forma, se espera un ratio G con valores bajos.

5.5.1 Resultados

La realización de ensayos depara que M1 es la única muela capaz de rectificar este tipo de material, según los criterios establecidos por la metodología *Metodes*. Es por ello que solamente se muestran los resultados correspondientes al rectificado realizado por esta muela. Tal y como se esperaba, la Figura 5.5 muestra una menor capacidad de arranque respecto de los otros dos aceros analizados, debido a que el número de pasadas realizadas es sensiblemente inferior. De esta manera se confirma, utilizando el aplicativo *Metodes*, lo inicialmente expuesto por el fabricante de brochas Ekin S. Coop. respecto de su experiencia en el rectificado de este acero. La dificultad en el arranque del material hace que una vez rectificadas las diez pasadas de estabilización, la potencia consumida siga superando claramente la potencia límite, lo que demuestra que la pasada de profundidad inicial es demasiado agresiva para el tipo de material. Sin embargo, la metodología cumple el cometido de analizar el rendimiento de la muela en dichas condiciones.

Tal y como ha ocurrido en las repeticiones de los ensayos anteriores, existen ligeras diferencias en el número de pasadas obtenidas en cada una de ellas. El valor de ratio *G* obtenido es el más bajo de entre todos los ensayos realizados, lo que confirma la dificultad en rectificar este tipo de acero. La rugosidad, sin embargo, se sitúa en un rango similar a los ensayos donde el número de pasadas realizadas ha sido relativamente pequeño (muelas M3 y M4 sobre el acero 1.720, véase la Tabla 5.7).

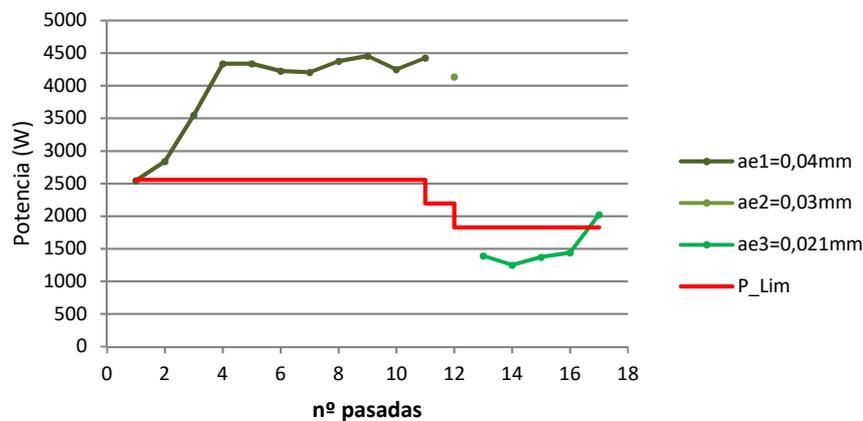


Figura 5.5. Capacidad de arranque de la muela M1 en un acero T15.

Tabla 5.8. Resultados obtenidos sobre el acero T15.

Muela	Ensayo	Nº pas. <i>a_{e1}</i>	Nº pas. <i>a_{e2}</i>	Nº pas. <i>a_{e3}</i>	Total pasadas	Ratio <i>G</i>	Media Ratio <i>G</i>	<i>R_a</i>	Media <i>R_a</i>
M1	E1	11	1	5	17	7,0	6,2	1,01	1,04
	E2	11	1	2	14	5,8		1,01	
	E3	11	1	2	14	5,7		1,12	

5.5.2 Estudio de la presencia de daño térmico

La dificultad de rectificar este tipo de material, unida a la alta profundidad de pasada definida, hace que aparezca una pequeña capa blanca, lo que unido a un pequeño cambio en la microestructura en la superficie de la muestra, indica daño térmico. Después de realizar diferentes mediciones, el valor más alto de profundidad del daño es de $6,5 \mu\text{m}$. Este valor se sitúa claramente por debajo de las $10 \mu\text{m}$ definidas como profundidad límite de daño térmico en condiciones de desbaste, de forma que el análisis metalográfico considera la pieza como válida.

5.5.3 Análisis de resultados

De la interpretación de los resultados se deducen los pasos a realizar en la optimización del rendimiento de la muela abrasiva en el rectificado de este tipo de acero. Una menor profundidad de pasada inicial permite realizar más pasadas sin alcanzar la potencia límite. En principio, debería reducirse el riesgo de aparición de la pequeña capa blanca aparecida en el ensayo aunque esta afirmación debería certificarse realizando el correspondiente análisis metalográfico.

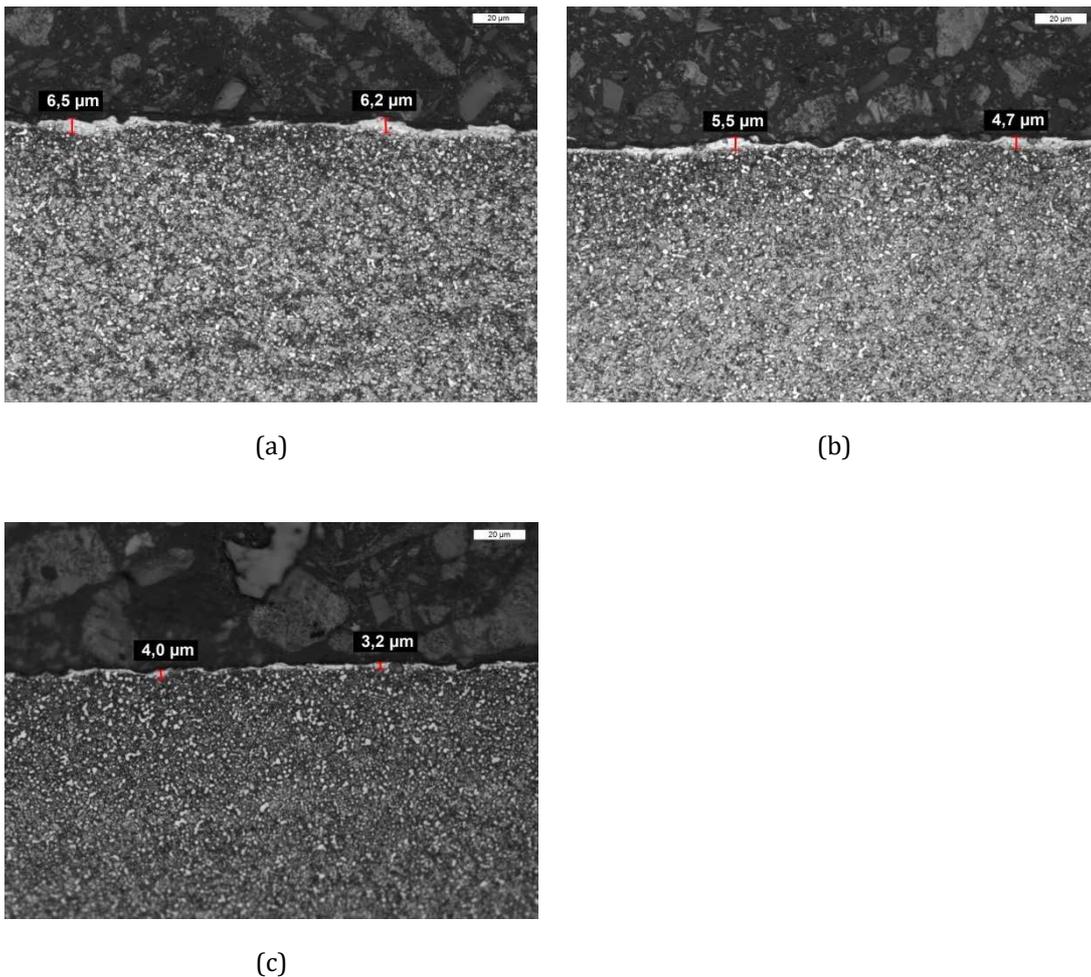


Figura 5.6. Análisis metalográfico en la Rep. 1 (a), 2 (b) y 3 (c) en acero T15.

5.6 Conclusiones

La mayor parte de las aplicaciones se rectifican según una de las siguientes estrategias:

- 1) Desbaste y acabado con muelas diferentes.
- 2) Desbaste y acabado con la misma muela, realizándose un diamantado previo a la operación de acabado.
- 3) Desbaste y acabado con la misma muela, debiendo ser empleada para el rectificado de un número determinado de piezas sin diamantados intermedios.

El análisis del rendimiento de las muelas abrasivas realizado por la aplicación *Metodes* responde perfectamente a las dos primeras estrategias de rectificado planteadas (casos 1 y 2). En el caso de la tercera estrategia, su aplicación depende de la rugosidad obtenida sobre la pieza una vez realizado el ensayo. Si la rugosidad tras realizarse un desbaste intensivo está por debajo de la rugosidad objetivo, *Metodes* cumple su función perfectamente. Por el contrario, si la rugosidad obtenida está por encima del objetivo, es necesario redefinir las condiciones de trabajo a unos valores más conservadores que permitan la consecución del objetivo de *Metodes*. La recomendación de muela abrasiva óptima que proporciona *Metodes* en función de la estrategia de rectificado y tipo de acero es la siguiente:

Estrategia 1:

- *Acero 1.2842*: muela M1.

Mayor capacidad de arranque y ratio G . Al tratarse de la muela a utilizar en la operación de desbaste, el obtener la peor rugosidad no es crítico.

- *Acero 1.7220*: muela M2.

Rendimiento similar a la muela M1 (mayor capacidad de arranque y ratio G y rugosidad ligeramente por debajo. Coste de la muela sensiblemente inferior al de la muela M1.

- *Acero T15*: muela M1.

Única muela con capacidad de arranque.

Estrategia 2:

- *Acero 1.2842*: muela M1.

Mismo razonamiento que en la estrategia 1.

- *Acero 1.7220*: muela M2.

Mismo razonamiento que en la estrategia 1.

- *Acero T15*: muela M1.

Única muela con capacidad de arranque.

Estrategia 3:

- *Acero 1.2842*: muela M2.

La mejor rugosidad obtenida respecto de la muela M1 permite alargar su uso en operaciones de acabado, lo que aumenta la serie de piezas a rectificar antes de proceder a diamantar la muela. Coste de la muela sensiblemente inferior al de la muela M1.

- *Acero 1.7220*: muela M2.

Mismo razonamiento que en la estrategia 1.

- *Acero T15*: muela M1.

Única muela con capacidad de arranque.

Capítulo 6

Metodología de réplica y validación entre diferentes tipos de rectificad

6. Metodología de réplica y validación entre diferentes tipos de rectificado

El principal objetivo de este capítulo consiste en obtener un ensayo *back to back* que permita reproducir el proceso en planta del rectificado de discos de turbina de Inconel 718 utilizados en la fabricación de motores para el sector aeronáutico mediante un rectificado tangencial.

Los discos de turbina se rectifican mediante un rectificado cilíndrico (exterior o interior según la referencia del disco), mientras que el *set-up* experimental descrito en el Capítulo 2 es de tipo tangencial. Por tanto, en este capítulo se plantea el desarrollo de una metodología de réplica entre los tipos de rectificado tangencial y cilíndrico, que será viable solo si el diámetro de la pieza rectificada es elevado, tal y como se explicará más adelante. De esta forma, es posible realizar el estudio de aplicaciones de rectificado cilíndrico mediante la definición de un proceso equivalente en rectificado tangencial, pudiendo así proponer nuevas condiciones de trabajo optimizadas o analizar el rendimiento de nuevas muelas con el *set-up* experimental disponible mediante el uso de *Metodes* (véase el Capítulo 7). Cabe recordar que el carácter general de la metodología desarrollada hace que sea aplicable a cualquier tipo de material y de rectificado.

A lo largo de este capítulo se desarrolla la metodología de réplica entre rectificados y su correspondiente validación sobre una aplicación industrial de rectificado cilíndrico. Dicha validación se realiza gracias a la colaboración del fabricante de discos de turbina ITP. A pesar del desarrollo de procesos de mecanizado no convencionales para la fabricación de este tipo de piezas, el rectificado sigue siendo una de las principales operaciones en el mecanizado de acabado de los componentes críticos en los motores de turbina de gas [Klocke et al., 2015].

La estricta confidencialidad a mantener respecto del proceso de fabricación de los discos de turbina obliga a normalizar la mayor parte de los valores que lo definen, estableciéndolos respecto de unos parámetros de referencia.

6.1 Variables de proceso susceptibles de réplica

El desarrollo de la metodología de réplica comienza con la determinación de las variables de proceso que es necesario considerar. En el caso de un proceso de rectificado cilíndrico estas variables son, conceptualmente y en su gran mayoría, las mismas que en un rectificado tangencial. Entre ellas se encuentran la muela abrasiva, el lubricante y las condiciones de proceso (a_e , v_w , v_s).

Se han dividido las variables intervinientes en la metodología en dos grupos. Por una parte, se encuentran las variables comunes a cualquier tipo de rectificado, las cuáles deben ser exactamente las mismas. Por otro lado, se tienen las variables necesarias para equiparar los aspectos geométricos y las condiciones de trabajo de los procesos cilíndrico y tangencial.

Cabe destacar que la muela abrasiva contempla tres zonas de estudio: la referencia de muela utilizada durante el proceso, su geometría y la topografía inicial después de la operación de diamantado, con la cuál comienza a rectificar. De esta forma, la muela tomaría parte en los dos conceptos de variables de proceso definidas. Como variables comunes estarían la referencia y la topografía inicial y como variable de réplica geométrica, sus dimensiones.

6.1.1 Variables de proceso comunes en el rectificado

Partiendo de la base que se desea replicar una aplicación de rectificado cilíndrico existente, se conocen todas las variables del proceso en cuestión. Ello da a lugar a la selección, en la réplica del proceso a realizar en rectificado tangencial, de las variables que se describen en los siguientes subapartados.

6.1.1.1 Refrigerante

El refrigerante a utilizar en el rectificado tangencial debe ser exactamente el mismo que en proceso de rectificado cilíndrico que se desea replicar. Existen multitud de tipos de lubricante diferentes, por lo que, asumiendo que se va a rectificar el mismo material en ambos procesos, no se puede variar esta variable, ya que invalidaría la metodología de réplica.

6.1.1.2 Muela abrasiva

Normalmente, las muelas abrasivas utilizadas en rectificado tangencial suelen tener una estructura diferente a las utilizadas en el rectificado cilíndrico. Ello es debido a la mayor longitud de contacto propia del rectificado tangencial, lo que hace que se opte por muelas más abiertas con el objeto de minimizar el riesgo de aparición de daño térmico.

Sin embargo, tal y como se mostrará en el Apartado 6.1.2.1, la metodología de réplica propuesta consigue igualar la longitud de contacto entre ambos procesos a través de la equiparación del diámetro equivalente. En consecuencia, en el rectificado tangencial se empleará exactamente la misma referencia de muela que en el rectificado cilíndrico.

6.1.1.3 Estado inicial de la muela abrasiva

En cuanto al estado en el que se encuentra la muela justamente antes de comenzar la operación de rectificado, es necesario analizar el diamantado de la misma. Se plantea obtener un perfil topográfico similar en las muelas abrasivas una vez realizado el diamantado en ambos procesos. En este apartado, es necesario indicar la diferencia entre los tipos de diamantadores habitualmente utilizados en cada uno de los procesos. Este hecho dificulta la obtención de una topografía inicial similar, debiéndose realizar ensayos que validen el uso de diamantadores diferentes.

La definición de la topografía inicial del diamantado se realiza mediante la cuantificación del porcentaje de *wear flat area*. Tal y como se explica en el Apartado 2.1.3.1, la medición de esta variable se realiza mediante la herramienta denominada *SnapGrinding*, basada en la adquisición de imágenes en la superficie de la muela mediante una cámara CCD.

6.1.2 Variables asociadas a la réplica geométrica y las condiciones de trabajo

Las características particulares de cada uno de los tipos de rectificado hacen imposible replicar la misma geometría y condiciones de trabajo, debido a las limitaciones tanto geométricas como de capacidad de las máquinas utilizadas en cada uno de los procesos. Es por ello por lo que se debe establecer otro tipo de variables que aseguren el objetivo de réplica entre procesos. Estas variables son el diámetro equivalente, el caudal de viruta arrancado por unidad de anchura de la muela (Q') y la agresividad. Se han seleccionado estos tres parámetros por las razones que se explican a continuación. La definición y la forma de cálculo de todos ellos se encuentran en el Apartado 1.2.5.

6.1.2.1 Diámetro equivalente

Realizando un estudio geométrico de ambos tipos de rectificado y con el objeto de reducir los parámetros necesarios utilizados en la descripción de los tipos de rectificado cilíndricos, se puede equiparar este tipo de rectificado a un rectificado tangencial mediante la utilización del diámetro equivalente (véase el Apartado 1.2.5.1). El motivo es que un mismo diámetro equivalente garantiza una longitud de contacto geométrica muy similar, a pesar de tratarse de dos procesos de rectificado diferentes. Este parámetro está industrial y científicamente muy extendido y aceptado. De él se hacen eco multitud de autores en libros descriptivos del proceso de rectificado [Malkin & Guo, 2008, Marinescu et al., 2007, Rowe, 2009, Shaw, 1996].

Es importante señalar que el diámetro equivalente de un proceso cilíndrico y otro tangencial solo se pueden igualar si el diámetro de la pieza rectificada es suficientemente elevado. Este es el caso del rectificado de discos de turbina de ITP.

6.1.2.2 Relación de diámetros de muela

El cálculo del diámetro equivalente determina que el diámetro de la muela a utilizar en el rectificado tangencial sea más pequeño que el utilizado en el proceso cilíndrico. Esto haría que sufriera mayor desgaste si se rectificara la misma cantidad de material con la misma tasa de arranque (Q' y tiempo de rectificado iguales). Para corregir este efecto, se iguala la cantidad total de material arrancado por unidad perimetral de la muela en ambos procesos. Esta variable se calcula multiplicando la cantidad total de material arrancado original por la relación entre el diámetro equivalente y diámetro de la muela del proceso cilíndrico. De este modo, se consigue equiparar el desgaste de las muelas en ambos procesos.

6.1.2.3 Caudal de viruta específico (Q')

Otro de los aspectos considerados para obtener la réplica entre ensayos consiste en igualar el valor de Q' obtenido en el proceso cilíndrico (véase el Apartado 1.2.5.2). Este valor representa el caudal de viruta eliminado por unidad de anchura de la muela.

La equiparación de esta variable permite establecer la primera relación entre las condiciones de trabajo de los rectificadores cilíndricos y tangenciales. La Q' depende, en el rectificado tangencial, de la profundidad de pasada y la velocidad de la pieza exclusivamente (véase la Ec. 1.21). De esta manera se pueden definir diferentes combinaciones de a_e y v_w que igualen la Q' del proceso de rectificado cilíndrico.

La definición de la combinación de estas dos condiciones de trabajo se debe realizar en base a las reglas de conocimiento del proceso. No es previsible que todas las combinaciones posibles sean válidas, ya que es posible definir condiciones incongruentes. Por ejemplo, la necesidad de obtener una buena rugosidad (igual a la de la aplicación de rectificado cilíndrico en estudio), recomienda el empleo de pequeñas profundidades de pasada. De esta forma, las combinaciones de grandes o medianas pasadas de profundidad, combinadas con bajas velocidades de pieza (que igualen el valor de Q' del proceso cilíndrico) se antojan inapropiadas para replicar el proceso rectificado en una rectificadora tangencial.

6.1.2.4 Agresividad

Una vez establecida la relación de la profundidad de pasada y velocidad de la pieza a través de Q' , es necesario definir la velocidad de la muela. De esta forma, con las tres principales de trabajo definidas, se sientan las bases para diseñar un ensayo que valide experimentalmente la metodología de réplica.

Para ello, se utiliza el término de agresividad (véase el Apartado 1.2.5.3). Este término se basa en el espesor de viruta arrancado durante el proceso y es muy sencillo de calcular (véase la Ec. 1.23), ya que únicamente se necesitan los datos de la profundidad de pasada, las velocidades de pieza y muela y el diámetro de la muela.

Siendo conocido el valor de la agresividad de la aplicación del rectificado cilíndrico a replicar, es posible determinar la velocidad de la muela. Se realiza en base a la igualación de la agresividad junto con una combinación de la profundidad de pasada y la velocidad de la pieza que igualan la Q' de la aplicación en estudio.

La agresividad es un término de uso industrial que se utiliza a menudo como un punto de partida en la definición de las condiciones de trabajo de un tipo de rectificado específico. Para ello suele ser recomendable conocer un valor de agresividad con el cuál se hayan obtenido buenos resultados previamente. La definición de unas condiciones diferentes igualando el valor de agresividad asegura, normalmente, la obtención de unos resultados similares. Un ejemplo típico de la utilización de esta variable puede ser la necesidad de rectificar una misma aplicación en otra máquina rectificadora diferente a la que se emplea habitualmente. Por limitaciones geométricas de la propia máquina, el diámetro de la muela a utilizar puede ser menor que el utilizado anteriormente. En ese caso, igualando la agresividad, se puede obtener una nueva combinación de condiciones de trabajo para realizar un rectificado equivalente al anterior [Badger, 2008].

De esta forma, el empleo de las mismas variables de proceso comunes, así como idénticos valores de diámetro equivalente, Q' y agresividad garantizan que el proceso de arranque de viruta sea microscópicamente equivalente en ambos tipos de rectificado.

6.2 Metodología de réplica

Una vez establecidas las variables de proceso que es necesario determinar para realizar la réplica entre rectificadas, se procede a continuación a definir una sistemática de acciones para proceder a su implementación.

Este procedimiento es de carácter general, pudiéndose aplicar a cualquiera que sea la aplicación de rectificado cilíndrico sobre la cual se desee realizar su réplica en rectificado tangencial. Consta de las tres etapas siguientes:

1) Estudio del proceso cilíndrico a replicar:

- Análisis de los requisitos finales sobre la aplicación a analizar: la rugosidad máxima a alcanzar y los criterios de aseguramiento de su integridad superficial.
- Estudio de la aplicación del proceso de rectificado cilíndrico que se desea replicar, lo que permite determinar parámetros tales como:
 - Referencia de muela abrasiva y rango de diámetros útiles.
 - Tipo de refrigerante (y concentración si es el caso).
 - Diamantado: tipo de diamantador y condiciones de diamantado.
 - Condiciones de trabajo: a_e , v_w y v_s .
- Cálculo de la Q' y de la agresividad.
- Determinación del tiempo de rectificado.
- Medición del porcentaje de *wear flat area* con la muela recién diamantada.

2) Aplicación de la metodología de réplica desarrollada:

- Cálculo del diámetro equivalente: Mediante los diámetros máximo y mínimo utilizados en rectificado cilíndrico, se establece un rango de diámetros máximo y mínimo equivalentes, dentro de los cuáles se deben realizar los ensayos de réplica.
- Determinación de la relación entre a_e y v_w con el requisito de igualar la Q' del proceso cilíndrico.
- Determinación de v_s bajo el requisito de igualar la agresividad del proceso cilíndrico.
- Una vez cuantificadas las condiciones de trabajo es necesario proceder a determinar la duración del ensayo a realizar en el rectificado tangencial. El criterio a seguir es el de igualar el tiempo de rectificado de la aplicación de rectificado cilíndrico, multiplicado por la relación entre diámetros (véase el Apartado 6.1.2.2). A continuación, se calcula el número de pasadas a realizar en el ensayo de réplica que iguale dicho tiempo de rectificado. De esta manera el desgaste en la muela debe ser similar en ambos procesos, lo que tiene una influencia directa tanto sobre la rugosidad obtenida como sobre la aparición de daño térmico.
- Determinación del tipo de diamantador y las condiciones de diamantado que igualen el porcentaje de *wear flats area* inicial de la muela abrasiva.

- Diseño de la probeta a rectificar. Se fabricará en el mismo material que la aplicación analizada.
- Definición del ciclo y la estrategia de rectificado.

3) Validación experimental de la réplica:

- Realización de ensayos según las condiciones de trabajo establecidas por la metodología y con una muela y refrigerante idénticos a los utilizados en el proceso cilíndrico.
- Medición de la rugosidad y análisis de la estructura del material.
- En caso de no cumplir los requisitos demandados en la aplicación analizada, es necesario recalcular las condiciones de trabajo. Este recálculo se realiza según las mismas reglas definidas por la metodología, pudiendo ayudarse de reglas basadas en el conocimiento del proceso. Por ejemplo, en caso de tener que mejorar la rugosidad, una opción es disminuir la profundidad de pasada (a_e). Esto provoca una variación en la v_w y v_s , ya que los requisitos de igualar Q' y la agresividad se mantienen.
- Realización de ensayos con las nuevas condiciones.
- Nueva medición de la rugosidad y análisis de la estructura del material.
- Las tres últimas acciones se repiten hasta la obtención de la rugosidad e integridad superficial demandados sobre la aplicación de rectificado cilíndrico analizada.

A continuación, según muestra la Figura 6.1 y a modo de resumen, de muestra un diagrama de ayuda a la implementación de la metodología de réplica entre rectificadores cilíndrico y tangencial.

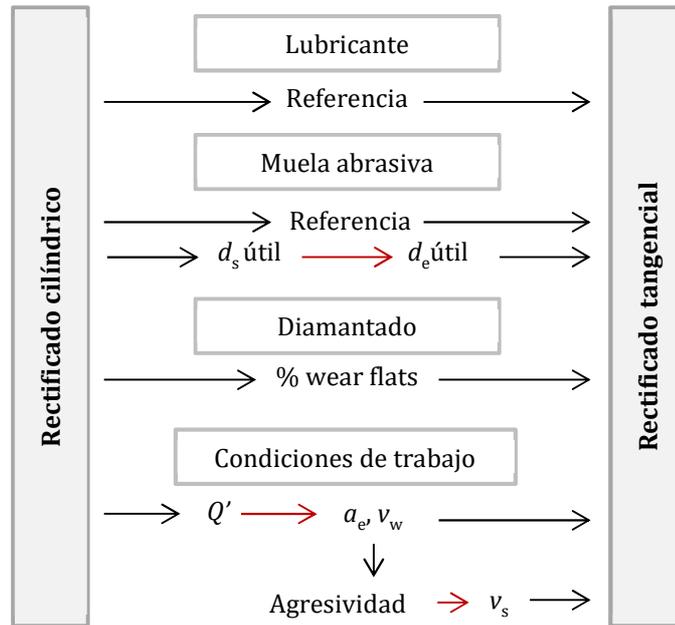


Figura 6.1. Diagrama de flujo de la metodología de réplica entre rectificados.

6.3 Validación experimental

Tal y como se ha descrito en la metodología de réplica, la definición del ciclo de rectificado depende exclusivamente de la aplicación de rectificado cilíndrico que se desea replicar. Se ha seleccionado un rectificado cilíndrico de discos de turbinas para el sector aeronáutico fabricados en las instalaciones de ITP.

Los discos de turbina de alta presión en motores de turbinas de gas son piezas rotativas críticas con una vida de uso limitada, las cuales operan a altas temperaturas y entornos estresantes [M'Saoubi et al., 2015]. Poseen una enorme energía cinética, especialmente durante la operación de despegue de la aeronave. De esta manera se provoca un severo estrés cíclico, el cual puede conducir a fallos de fatiga de ciclo bajo [Maksimović, 2011]. La aparición de este problema pone en riesgo la seguridad de toda la aeronave. Es por ello por lo que el diseño y la fabricación de los discos son fundamentales para garantizar la seguridad total de la aeronave.

Los materiales utilizados en su fabricación son aleaciones muy tenaces que deben garantizar el correcto funcionamiento de los discos en las condiciones de trabajo establecidas. Actualmente, se utilizan superaleaciones termorresistentes, las cuales se dividen en tres grupos: aleaciones con base níquel, base hierro y base cobalto. Las propiedades físicas, así como el comportamiento durante el mecanizado de cada una de ellas, varían considerablemente entre sí. Esto es debido a la propia naturaleza química de cada aleación, así como al proceso metalúrgico de precisión que se lleva a cabo durante su fabricación.

Las operaciones de mecanizado sobre los discos son consideradas críticas, debiendo asegurar, en todo momento, que las propiedades en la zona cercana a la superficie cumplen con los requisitos demandados en las operaciones de acabado.

La normalización de los valores del proceso sujetos a la confidencialidad exigida hace necesario la codificación de estas variables. La normalización se ha realizado tomando como referencia las variables de la última etapa del proceso de rectificado de los discos en ITP. De esta forma, se sustituyen los valores por la nomenclatura de las variables a las que se les añade el subíndice REF. Los valores de las variables del resto de etapas se definen respecto de los valores de las variables de referencia. Asimismo, las variables de trabajo de la réplica obtenida en rectificado tangencial también se identifican según el mismo criterio.

El resto de variables comunes a todo el rectificado cilíndrico de discos y aquellas que se han determinado en el transcurso del desarrollo de la metodología de réplica también se han normalizado de la misma manera, es decir, sustituyendo sus valores por su nomenclatura y el subíndice REF.

6.3.1 Rectificado cilíndrico de discos de turbina

En relación a los discos fabricados en ITP, se han seleccionado dos referencias sobre las que aplicar la metodología de réplica entre rectificados debido a que se dispone de cortes metalográficos que definen los requisitos de integridad superficial a obtener. Además, cada una de ellas corresponde a un tipo diferente de rectificado cilíndrico, exterior e interior. El material de los discos es una aleación de base níquel Inconel 718. Las dos referencias son las siguientes:

- Engine 1, stage1
- Engine 2, stage 3

El proceso de rectificado en estos discos se circunscribe al rectificado de dos superficies mediante una muela de forma. Estas superficies son denominadas *flange* y *spigot*. El rectificado de las dos superficies descritas provoca que estas sean rectificadas mediante tipos de rectificado diferentes. Mientras la superficie *spigot* se rectifica mediante un rectificado cilíndrico (exterior o interior según el caso), el rectificado de la superficie *flange* se asocia a un rectificado frontal. Ambas superficies se muestran en la **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.** y **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia..**

Este hecho lleva a la conclusión de que la superficie denominada *spigot* puede ser directamente analizada en la validación de la metodología desarrollada.

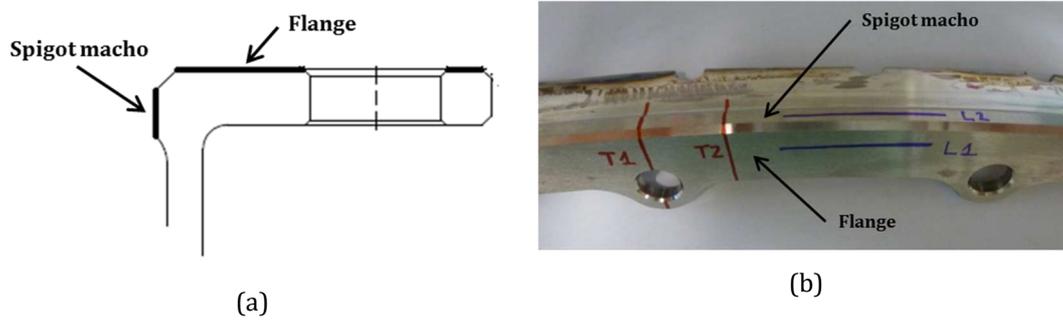


Figura 6.2. Superficies rectificadas en un disco Engine 1 mediante rectificado cilíndrico exterior.

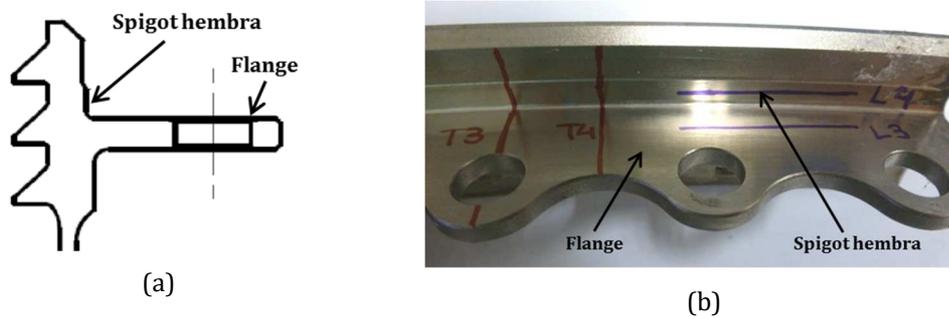


Figura 6.3. Superficies rectificadas en un disco Engine 2 mediante rectificado cilíndrico interior.

La referencia de la muela utilizada en el rectificado de discos es la siguiente:

- Wheel_ITP

Se trata de una muela de altas prestaciones, con un grano abrasivo de tipo Sol Gel, lo que le da una alta friabilidad. El tamaño de grano de 80 es utilizado para la obtención de buenas rugosidades. La Figura 6.4 muestra la geometría de la muela, la cual sirve para poder rectificar ambas referencias de discos. La superficie A es utilizada en el rectificado de la superficie denominada *spigot*. Por el contrario, la superficie de la muela B se utiliza para rectificar la superficie *flange*.

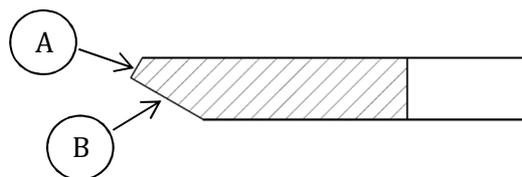


Figura 6.4. Geometría de la muela abrasiva utilizada en el rectificado de discos.

Las Figuras 6.5 y 6.6 muestran un esquema de cómo se produce el rectificado de ambas referencias de disco con la misma muela. La disposición geométrica de la operación de rectificado en el disco correspondiente se realiza mediante la inclinación de α_{REF} del eje de giro de la muela. El disco, por el contrario, gira respecto de un eje vertical. La disposición geométrica de la muela determina que el rectificado de los discos se realiza mediante un rectificado cilíndrico inclinado (véase el Apartado 1.2.5.1.2).

El diámetro máximo de la muela es de 405 mm. El límite mínimo a partir del cual finaliza el uso de la muela se establece en un diámetro de 300 mm. Estos datos son de gran importancia ya que sirven para determinar el rango de valores de diámetro equivalente en los cuáles la réplica puede llevarse a cabo según la metodología desarrollada.

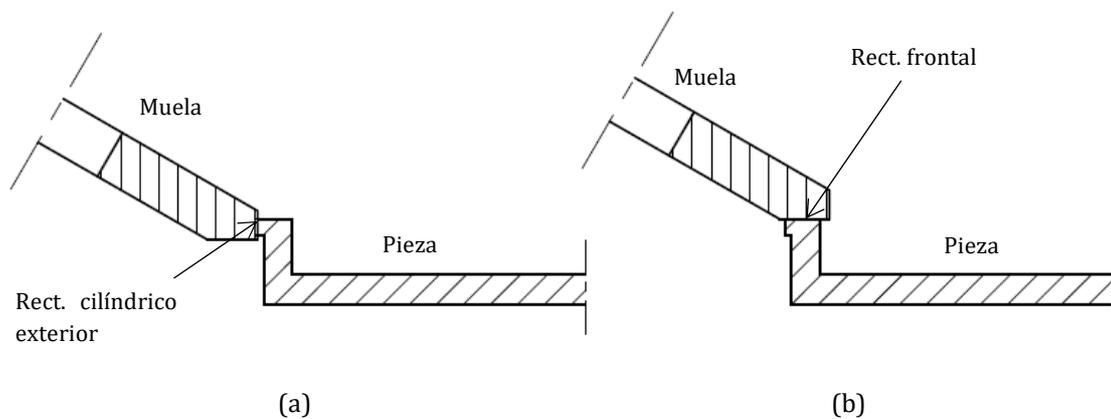


Figura 6.5. Esquema del rectificado de las superficies spigot (a) y flange (b) del disco Engine 1.

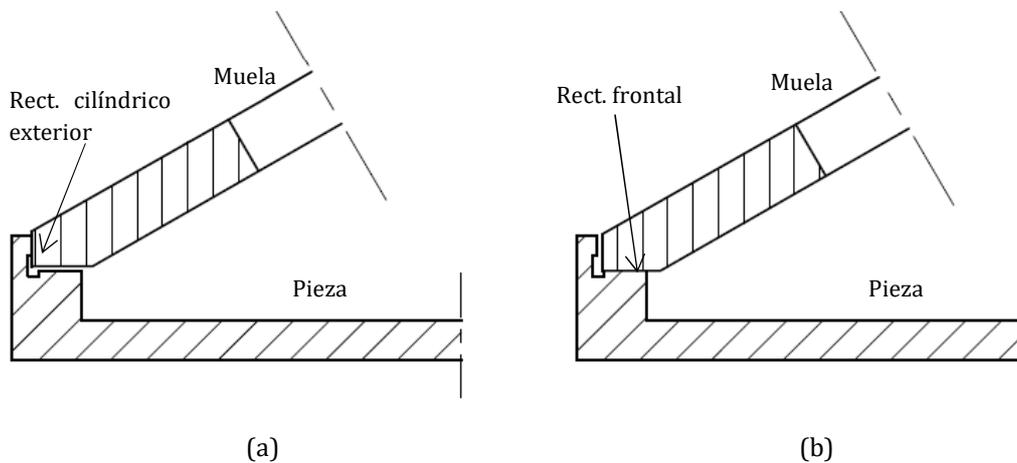


Figura 6.6. Esquema del rectificado de las superficies spigot (a) y flange (b) del disco Engine 2.

6.3.1.1 Condiciones de rectificado

El proceso de rectificado en ambas referencias se realiza de manera idéntica. Todas las operaciones de rectificado se realizan en las mismas condiciones de velocidades, tal y como se muestra en la Tabla 6.1.

Previamente a la operación de rectificado, los discos son mecanizados mediante el proceso de torneado. El nivel de exigencia en los requisitos finales demandados sobre los discos hace que el proceso de rectificado se divida en dos etapas. La primera de ellas consta de un desbaste y un acabado. Su función es la de mejorar la calidad de las superficies rectificadas respecto de su estado una vez torneadas. Asimismo, esta etapa se utiliza para obtener unas dimensiones determinadas para el rectificado de la segunda etapa. Esta segunda etapa también consta de un desbaste y un acabado, debiendo asegurarse los requisitos finales demandados.

La Tabla 6.2 muestra las condiciones de trabajo específicas de cada uno de los ciclos de los que constan las etapas. En relación al diamantado, durante la ejecución de los ciclos de Desbaste 1 y Desbaste 3 se realiza un diamantado que reafila la muela, lo que divide la operación en dos fases idénticas en la mitad de la operación.

6.3.1.2 Requisitos demandados

Una vez analizado el proceso de rectificado cilíndrico de la aplicación seleccionada, el siguiente paso consiste en determinar los requisitos demandados sobre la pieza. Para ello, la guía de referencia (*baseline*) del disco, que fija los requisitos a obtener después de rectificado, determina los límites en relación a la rugosidad a obtener y los parámetros de análisis de la integridad superficial. Estos valores no podrán ser superados bajo ningún concepto en los futuros resultados a obtener en las piezas rectificadas en una rectificadora tangencial.

Tabla 6.1. Velocidades de trabajo del rectificado de discos en ITP.

Parámetro		Valor	Unidad
Pieza	v_g	$v_{g\text{ REF}}$	m/min
	s_g	$s_{g\text{ REF}}$	rpm
Muela	v_s	$v_{s\text{ REF}}$	m/s

Tabla 6.2. Condiciones de trabajo de cada uno de los ciclos de rectificado.

Etapa	Ciclo	Parámetro	Valor	Unidad
1	Desbaste 1	a_e	$2a_{e REF}$	mm
		a_t	$7a_{t REF}$	mm
v_p		$2v_{p REF}$	mm/min	
nº vueltas		$3,5n_{REF}$	-	
diamantado		$2d_{REF}$	-	
Acabado 2	a_e	$a_{e REF}$	mm	
	a_t	$a_{t REF}$	mm	
	v_p	$v_{p REF}$	mm/min	
	nº vueltas	n_{REF}	-	
	diamantado	d_{REF}	-	
2	Desbaste 3	a_e	$2a_{e REF}$	mm
		a_t	$9a_{t REF}$	mm
v_p		$2v_{p REF}$	mm/min	
nº vueltas		$4,5n_{REF}$	-	
diamantado		$2d_{REF}$	-	
Acabado 4	a_e	$a_{e REF}$	mm	
	a_t	$a_{t REF}$	mm	
	v_p	$v_{p REF}$	mm/min	
	nº vueltas	n_{REF}	-	
	diamantado	d_{REF}	-	

6.3.1.2.1 Rugosidad

Las medidas de rugosidad se realizan siguiendo los parámetros definidos en la norma ISO 4287. De esta forma, la longitud de medida debería ser de 4,8 mm y $\lambda = 0,8$. Estos parámetros son los utilizados en la superficie *flange*. Sin embargo, en la superficie *spigot*, debido a su menor anchura, la longitud de medida debe reducirse a 1,6, manteniendo el valor de λ .

La rugosidad se mide perpendicularmente a la dirección de rectificado. Los valores máximos admisibles según la guía de referencia se muestran en la **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia..**

6.3.1.2.2 Análisis metalográfico

De cada uno de los discos se extraen muestras, las cuales se engastan, lijan, pulen y atacan con el reactivo Grundy. El proceso de preparación de muestra se encuentra recogido en una norma, debiéndose preparar siempre de la misma manera. La Tabla 6.4 muestra las condiciones de lijado y pulido utilizadas en la preparación de las muestras.

La guía de referencia de ITP establece los defectos y sus límites, los cuales no se pueden superar. El cumplimiento de las condiciones asegura la integridad superficial de la pieza.

Tabla 6.3. Rugosidades límite definidas en la guía de referencia.

Disco	Superficie	R_a
Engine 1	Flange	$R_{af\ REF}$
	Spigot	$R_{as\ REF}$
Engine 2	Flange	$R_{af\ REF}$
	Spigot	$R_{as\ REF}$

Tabla 6.4. Condiciones para la preparación de muestras.

Operación	Lija	Tiempo (min)	Fuerza (N)	Velocidad (rpm)
Lijado 1	L1	$t_{1\ REF}$	$F_{1\ REF}$	$V_{1\ REF}$
Lijado 2	L2	$t_{1\ REF}$	$F_{1\ REF}$	$V_{1\ REF}$
Lijado 3	L3	$t_{1\ REF}$	$F_{1\ REF}$	$V_{1\ REF}$
Lijado 4	L4	$t_{1\ REF}$	$F_{1\ REF}$	$V_{1\ REF}$
Pulido 1	P1	$t_{1\ REF}$	$F_{1\ REF}$	$V_{1\ REF}$
Pulido 2	P2	$0,6 t_{1\ REF}$	$F_{1\ REF}$	$V_{1\ REF}$

6.3.2 Metodología de réplica: definición de las variables de proceso

Una vez seleccionada y analizada la aplicación de rectificado cilíndrico, se procede a la validación experimental de su réplica en rectificado tangencial. Según la sistemática de acciones definida en el Apartado 6.2, se desea determinar un ensayo equivalente al de ITP. Para ello, se dispone del *set-up* experimental descrito en el Capítulo 2.

6.3.2.1 Muela abrasiva

La muela a utilizar en el rectificado tangencial es una muela recta de igual referencia a la utilizada en el rectificado cilíndrico.

Para determinar su diámetro exterior, es necesario calcular el diámetro equivalente del proceso cilíndrico. De esta manera, los ensayos se realizarán respetando el rango de diámetros equivalentes, según indica la metodología de réplica desarrollada.

Además de este diámetro exterior, se ha seleccionado un ancho de la muela de 40 mm para poder abarcar ampliamente la anchura máxima de rectificado que se realiza sobre los discos. El diámetro interior de 127 mm viene determinado por el plato portamuelas que acopla la muela a la máquina rectificadora.

6.3.2.1.1 Diámetro equivalente

La disposición geométrica de un rectificado cilíndrico inclinado se detalla en el Apartado 1.2.5.1.2. El cálculo del diámetro equivalente se limita a la superficie *spigot*, ya que es la superficie que se rectifica mediante un rectificado cilíndrico.

Considerando que la vida útil de la muela abrasiva utilizada en el rectificado de los discos varía entre 405 y 300 mm, es necesario calcular el diámetro equivalente para estos dos extremos. La inclinación de la muela provoca que el valor del radio que incide sobre la superficie varíe en función de qué punto de la superficie se considere, tal y como se muestra en la Figura 6.7.

Esta característica del rectificado inclinado de rectificar con valores de diámetros diferentes sobre la superficie no debería afectar al objetivo principal de validar experimentalmente la metodología desarrollada. Es por ello por lo que los valores utilizados para realizar el cálculo del diámetro equivalente serán aquellos que coinciden con el rectificado de la zona media de la superficie. En el caso del rectificado cilíndrico exterior se sitúa entre 346,18 y 241,14 mm.

Una vez definidos los rangos del diámetro de la muela abrasiva que toman parte en el rectificado de las superficies *spigot* (macho y hembra) de los discos, se procede al cálculo de los diámetros equivalente que corresponden a estos rangos. Dichos valores se calculan según la Ec. 1.16.

La mayor longitud de contacto entre muela y pieza existente en los rectificados interiores hace que los valores de diámetro equivalente sean considerablemente altos. En este caso concreto, el rango oscila entre 1020 mm como diámetro máximo y 576 como mínimo. La máquina rectificadora disponible admite un diámetro máximo de muela de 400 mm. Es por ello por lo que la validación experimental de la metodología debe limitarse a la referencia Engine 1, en la cual, mediante un rectificado exterior, se rectifica la superficie *spigot* macho (véase la **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.**). El rango de valores de diámetro equivalente varía entre un máximo de 283 mm y un mínimo de 216 mm, valores perfectamente utilizables en la máquina rectificadora tangencial disponible.

Estos valores determinan la primera condición a cumplir según la metodología: el diámetro de la muela abrasiva utilizada en el rectificado tangencial debe estar entre los dos valores límites definidos en la Tabla 6.5.

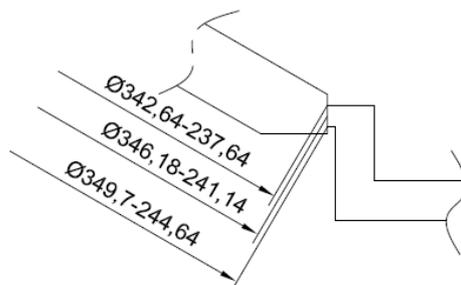


Figura 6.7. Variación del diámetro de la muela en el contacto con la superficie *spigot*.

Tabla 6.5. Rango del diámetro equivalente para cada referencia.

Referencia	Rectificado cilíndrico: Superficie spigot			
	d _s máx.	d _s mín.	d _e máx.	d _e mín.
Engine 1	346,18	241,14	283	216
Engine 2	403,1	298,1	1020	576

6.3.2.1.2 Topografía inicial

El estado inicial de la muela se analiza en función de su topografía una vez ha sido diamantada para asegurar que las condiciones iniciales de la muela sean las mismas.

En la propia operación de diamantado se encuentran algunas de las mayores diferencias entre el rectificado de discos y su réplica mediante rectificado tangencial. El objetivo principal es el de obtener el mismo porcentaje de *wear flat area* entre las muelas utilizadas en ambos procesos.

En primer lugar, se procede a la descripción del diamantado que se realiza en el rectificado de discos. El tipo de diamantador es una moleta rotativa. Durante el desarrollo de la tesis, se ha producido un cambio en el proveedor de la moleta por parte de ITP, sin que este cambio modifique las dimensiones y características a obtener sobre la muela.

La **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.** muestra ambas moletas, una fabricada por Tyrolit y otra por Dr Kaiser. El diamantado de la muela se realiza mediante una profundización en penetración de la moleta sobre la muela. De esta forma, multitud de granos realizan un barrido sobre las superficies A y B (véase la Figura 6.4) de la muela.

La máquina rectificadora tangencial donde se van a realizar los ensayos no dispone del equipamiento para poder acoplar estas moletas, por lo que el tipo de diamantador a utilizar es diferente. Los diamantadores típicamente utilizados en el rectificado tangencial son estáticos, a diferencia de las moletas rotativas. Los tipos más comunes de diamantadores son: monopunta, multipunta y loleta. La **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.** muestra los diferentes tipos de diamantadores utilizados en el análisis de réplica del diamantado de la muela abrasiva.

El primer paso es el de medir el porcentaje de *wear flat area* en la muela abrasiva utilizada en el rectificado de los discos, una vez diamantada. La Tabla 6.6 muestra los valores de las distintas mediciones realizadas sobre la muela, así como su media y desviación, valores que servirán como referencia para la réplica del diamantado. El procedimiento de medida es el mismo que se ha utilizado durante el desarrollo de la tesis (véase el Apartado 2.1.3.1), el cuál determinaba como porcentaje de *wear flat area* la media obtenida de la toma de 36 fotos. Se han realizado 6 mediciones, iniciando la captura de fotos a diferentes ángulos cada una de ellas y girando 10 grados para la captura de las siguientes 36 fotos.



Figura 6.8. Moletas rotativas para el diamantado de la muela de forma en ITP fabricada por: Tyrolit (a) y Dr Kaiser (b).

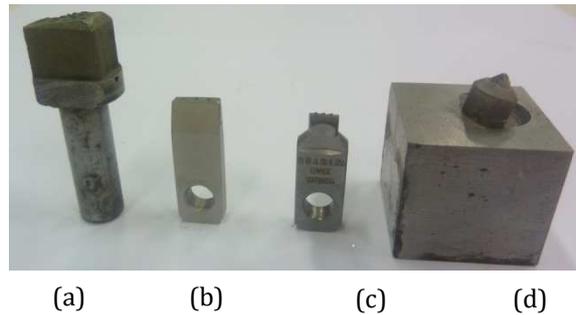


Figura 6.9. Tipos de diamantadores típicos del rectificado tangencial: multipunta (a), loseta MDL (b), loseta PVD (c) y monopunta (d).

Tabla 6.6. Porcentaje de *wear flat area* en la muela utilizada en el rectificado de discos una vez diamantada.

Medición	Muela 1	Muela 2
1	0,34	1,11
2	0,35	1,32
3	0,33	1,20
4	0,30	1,13
5	0,33	
6	0,38	
Media	0,3406	1,1929
Desviación	0,026	0,0945

Se han puesto a disposición del desarrollo de la tesis dos muelas abrasivas, las cuáles, una vez finalizado su ciclo de vida útil (rectificar hasta un diámetro mínimo de 300 mm), se han diamantado según las condiciones establecidas en el proceso cilíndrico. De esta forma, se asegura el poder medir la topografía inicial de la muela antes de proceder al rectificado del disco de turbina.

Los resultados obtenidos en ambas muelas son dispares, aunque se trata de valores relativamente pequeños, lo que indica que el diamantado realizado proporciona una topografía fina en la muela, con pequeños porcentajes de *wear flat area*.

A continuación, se ha realizado un extenso plan de mediciones, de más de 60 diamantados, en la muela recta a utilizar en el rectificado tangencial, analizando el efecto de la utilización de los cuatro diamantadores disponibles sobre la topografía de la muela. La variabilidad de los resultados obtenidos, algunos más cercanos que otros a los valores de referencia, ha obligado a realizar diamantados combinando los tres parámetros claves del diamantado: velocidad de muela, avance de la pieza y profundidad del diamantado.

El análisis de los datos lleva a la conclusión de que la moleta con granos PVD es el tipo de diamantador que más se ajusta a la réplica del perfil topográfico de las muelas abrasivas. A continuación, la **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.** muestra las condiciones de diamantado que más se ajustan a la réplica del porcentaje de *wear flat area* obtenido en las muelas utilizadas en los procesos cilíndrico y tangencial.

Por otro lado, la Tabla 6.8 muestra los valores de porcentaje de *wear flat* obtenidos en las mediciones realizadas sobre la muela utilizada en los ensayos de réplica, con las condiciones finales establecidas. Los resultados obtenidos están dentro de los límites establecidos en las mediciones realizadas sobre la muela de ITP (véase la Tabla 6.6).

6.3.2.2 Definición de condiciones de trabajo

La siguiente acción a realizar según el procedimiento definido fija la determinación de las condiciones de trabajo: profundidad de pasada, velocidad de la pieza, velocidad de la muela y número de pasadas a realizar. La determinación de estas condiciones se realiza en base a igualar la Q' y la agresividad entre el proceso cilíndrico original y el proceso tangencial de réplica, según el procedimiento descrito en los Apartados 6.1.2.3 y 6.1.2.4.

Tabla 6.7. Condiciones de diamantado seleccionadas en el rectificado tangencial.

Variable	Unidades	Valor
v_s	m/s	v_s REF
v_d	mm/min	v_d REF
a_d	mm	a_d REF
nº pasadas	-	n_d REF

Tabla 6.8. Porcentaje de *wear flat* obtenidos sobre la muela recta.

Medición	% <i>wear flat</i>
ED56	0,4324
ED57	0,9018
ED61	0,7364
ED62	0,6259
ED63	0,9591
ED64	0,6545
ED65	1,1714
ED66	0,7794

6.3.2.2.1 Profundidad de pasada y velocidad de la pieza

Mediante la igualación de la Q' del proceso de rectificado de la superficie *spigot* del disco de turbina con el del proceso de réplica a definir, se deduce la relación entre la profundidad de pasada y velocidad de mesa.

Otro de los parámetros necesarios para realizar la réplica es el tiempo de rectificado. Este parámetro se ha calculado en base al número de vueltas a realizar en cada una de las etapas para rectificar la profundidad total establecida y el tiempo necesario para realizar una vuelta del disco.

De esta forma, el número de vueltas se deduce de la relación entre la profundidad total y la profundidad por vuelta realizada. De igual forma, la velocidad de giro del disco es de s_{gp} rpm. Así se calcula el tiempo necesario para que el disco gire una vuelta. La relación entre estos dos parámetros da como resultado el tiempo necesario para el rectificado de cada una de las etapas.

La Tabla 6.10 muestra los datos necesarios para el cálculo, así como el valor de Q' de cada una de las etapas.

Según la Ec. 1.21, la Q' en un rectificado tangencial, es el producto de la profundidad de pasada y velocidad de la pieza. Este hecho permite que multitud de combinaciones den como resultado el valor de Q' que se desea igualar. Con el objeto de acotar el número de combinaciones, se han definido dos criterios que permiten seleccionar unas condiciones de trabajo apropiadas para alcanzar los requisitos demandados en la guía de referencia de los discos de turbinas.

Tabla 6.9. Cálculo del tiempo de rectificado de cada una de las etapas.

Etapas	Prof. total (mm)	Prof./vuelt a (mm/v)	nº vueltas	tiempo/vuelt a (s)	Tiemp o (s)
Desbaste 1	$7a_{t\text{ REF}}$	$2a_{e\text{ REF}}$	$3,5n_{\text{ REF}}$	t_v	110,53
Acabado 2	$a_{t\text{ REF}}$	$a_{e\text{ REF}}$	$n_{\text{ REF}}$		31,58
Desbaste 3	$9a_{t\text{ REF}}$	$2a_{e\text{ REF}}$	$4,5n_{\text{ REF}}$		142,11
Acabado 4	$a_{t\text{ REF}}$	$a_{e\text{ REF}}$	$n_{\text{ REF}}$		31,58

Tabla 6.10. Cálculo de Q' para las operaciones del rectificado del disco de turbina.

Etapas	Ø pieza inicia (mm)	Ø pieza final (mm)	Vol./Ancho (mm³/mm)	Tiempo (s)	Q' (mm³/mm/s)
Desbaste 1	$d_{w\text{ REF}} + 18a_{t\text{ REF}}$	$d_{w\text{ REF}} + 11a_{t\text{ REF}}$	$7 V_{\text{REF}}$	110,53	$2Q'_{\text{ REF}}$
Acabado 2	$d_{w\text{ REF}} + 11a_{t\text{ REF}}$	$d_{w\text{ REF}} + 10a_{t\text{ REF}}$	V_{REF}	31,58	$Q'_{\text{ REF}}$
Desbaste 3	$d_{w\text{ REF}} + 10a_{t\text{ REF}}$	$d_{w\text{ REF}} + a_{t\text{ REF}}$	$9 V_{\text{REF}}$	142,11	$2Q'_{\text{ REF}}$
Acabado 4	$d_{w\text{ REF}} + a_{t\text{ REF}}$	$d_{w\text{ REF}}$	V_{REF}	31,58	$Q'_{\text{ REF}}$

El primero de los criterios comienza con el cálculo de la velocidad periférica del disco en el rectificado cilíndrico, esto es, $v_{g\text{ REF}}$ mm/s. Transformando el valor a las unidades habituales del rectificado tangencial, la velocidad de la pieza sería de $v_{w\text{ REF}}$ mm/min. Este valor es inalcanzable para la gran mayoría de las máquinas rectificadoras tangenciales, incluyendo la que se ha utilizado en la realización de los ensayos durante el desarrollo de esta tesis. Este análisis indica que la velocidad de la pieza a seleccionar debe ser lo más alto posible, siempre dentro de los límites de la máquina rectificadora.

Por otro lado, el segundo criterio se basa en el conocimiento del propio proceso. La guía de referencia indica una rugosidad máxima de $R_{as\text{ REF}}$ μm . En caso de no obtener dicha rugosidad, la manera más usual de mejorar la rugosidad en una pieza es la de disminuir la profundidad de pasada.

La **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.** muestra la combinación seleccionada para la realización de los ensayos de réplica.

6.3.2.2 Velocidad de la muela

Debido a que el proceso se divide en dos etapas, con operaciones de desbaste y acabado en ambas, es necesario calcular la agresividad en cada una de las operaciones (véase la Tabla 6.11), tal y como se ha realizado en la determinación de Q' .

El cálculo se realiza según la Ec. 1.23, tomando en consideración las velocidades de la muela y pieza, la profundidad de pasada y el diámetro equivalente (por tratarse de un rectificado cilíndrico). Debido a que el rango del diámetro equivalente está limitado por unos valores máximo y mínimo, la agresividad también estará delimitada por un rango de valores.

Tabla 6.11. Combinación de a_e y v_w que iguala la Q' del proceso cilíndrico.

Etapa	Q' (mm ³ /mm/s)	v_w (mm/min)	a_e (mm)
Desbaste 1	$2Q'_{\text{REF}}$	$0,25v_{w\text{ REF}}$	$4a_{e\text{ REF}}$
Acabado 2	Q'_{REF}	$0,25v_{w\text{ REF}}$	$2a_{e\text{ REF}}$
Desbaste 3	$2Q'_{\text{REF}}$	$0,25v_{w\text{ REF}}$	$4a_{e\text{ REF}}$
Acabado 4	Q'_{REF}	$0,25v_{w\text{ REF}}$	$2a_{e\text{ REF}}$

Tabla 6.12. Agresividad máxima y mínima por operación realizada sobre el disco con referencia Engine 1.

Operación	v_w (mm/min)	v_s (m/s)	a_e (mm)	d_e máx. (mm)	d_e mín. (mm)	Agresividad máx.	Agresividad mín.
Desbaste 1	$v_{w\text{ REF}}$	$v_{s\text{ REF}}$	$2a_{e\text{ REF}}$	283	216	$1,4Ag_{\text{ REF}}$	$1,6Ag_{\text{ REF}}$
Acabado 2			$a_{e\text{ REF}}$	283	216	$Ag_{\text{ REF}}$	$1,1Ag_{\text{ REF}}$
Desbaste 3			$2a_{e\text{ REF}}$	283	216	$1,4Ag_{\text{ REF}}$	$1,6Ag_{\text{ REF}}$
Acabado 4			$a_{e\text{ REF}}$	283	216	$Ag_{\text{ REF}}$	$1,1Ag_{\text{ REF}}$

Las condiciones de trabajo (véase la **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.**) se repiten en las operaciones de desbaste por un lado, y en las de acabado por otro, lo que lleva a que los valores de agresividad sean iguales para cada uno de los tipos de operación realizados.

Al tratarse de un rectificado inclinado, la profundidad de pasada es necesario adecuarla según la Ec. 1.14, debido al ángulo en que se realiza la profundización.

Una vez calculados los valores de agresividad del proceso del rectificado de la superficie *spigot*, la metodología continúa con el cálculo de la velocidad de la muela a utilizar en el rectificado tangencial. Con este objeto, se transforma la Ec. 1.23 de forma que se despeja el parámetro de la velocidad de la muela (v_s):

$$v_s = 16,7 \frac{v_w}{\text{Agresividad}} \sqrt{\frac{d_e}{a_e}} \quad \text{Ec. 6.48}$$

Las condiciones de trabajo a utilizar en los ensayos de réplica son las mostradas en la **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.** El valor del diámetro equivalente es un término variable que corresponde al diámetro de la muela en el momento de realizar cada uno de los ensayos.

La mecánica de ejecución de los ensayos experimentales dependerá de los resultados obtenidos a la finalización de cada uno de ellos. El ensayo se realiza con una combinación de condiciones de trabajo determinadas. Si la rugosidad obtenida, en un primer instante, es mayor que el límite máximo permitido, se definirán otras condiciones de trabajo que permitan mejorar la rugosidad. Esta modificación de condiciones se realiza en base a la experiencia adquirida en el proceso. Por ejemplo, una menor pasada de profundidad o una mayor velocidad de la muela mejoran la rugosidad.

6.3.2.2.3 Número de pasadas

El último parámetro necesario para definir completamente las condiciones de trabajo del ensayo de réplica es el número de pasadas a realizar. Este parámetro es equivalente al tiempo de rectificado o profundidad total a rectificar. Para poder determinar este valor, es imprescindible diseñar la probeta sobre la que se realizará el ensayo, ya que se necesita conocer la longitud de rectificado de la que se dispone.

Tabla 6.13. Ejemplo de combinación de condiciones de trabajo que igualan la agresividad del rectificado cilíndrico de discos.

Etapa	Agresividad	d_e (mm)	v_w (mm/min)	a_e (mm)	v_s (m/s)
-------	-------------	---------------	-------------------	---------------	----------------

Desbaste 1	1,4Ag _{.REF}	263	0,25v _{w REF}	4a _{et1}	0,43v _{s REF}
Acabado 2	Ag _{.REF}	263	0,25v _{w REF}	2a _{et2}	0,43v _{s REF}
Desbaste 3	1,4Ag _{.REF}	263	0,25v _{w REF}	4a _{et3}	0,43v _{s REF}
Acabado 4	Ag _{.REF}	263	0,25v _{w REF}	2a _{e REF}	0,43v _{s REF}

El material de la probeta sobre la que se realizarán ensayos debe ser el mismo que el de los discos de turbina rectificadas. Estos se fabrican en Inconel 718 forjado. El alto coste económico de este material ha influido en la definición de la geometría de la probeta y el número de ensayos a realizar. De esta forma, todos los ensayos preliminares se han realizado sobre un Inconel 718 laminado, debido a la mayor cantidad de material disponible.

Se han puesto a disposición de la tesis los retales de material sobrantes del torneado de los discos. Partiendo de una plancha cuadrada se obtiene un disco, lo que deja como retales las cuatro esquinas de la plancha cuadrada. De cada una de estas esquinas, se ha obtenido una placa rectangular con las siguientes dimensiones: 30 x 100 x 6,5 mm. El proceso de obtención de las placas ha sido mediante electroerosión (EDM) por hilo.

El criterio para determinar el número de pasadas a realizar es el de igualar los tiempos de rectificado. Además, se ha tomado en consideración la relación de diámetros entre las muelas utilizadas en ambos procesos (véase el Apartado 6.1.2.2), lo cual iguala la Q por unidad perimetral de la muela. La relación entre diámetros es de 0,8, producto de la relación entre el diámetro equivalente y diámetro de muela de forma máximos. Así, el número de pasadas obtenidas al igualar el tiempo de rectificado de ambos procesos se multiplica por este coeficiente. La **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.** muestra el número de pasadas necesarias para igualar el tiempo de rectificado entre procesos.

6.3.2.3 Refrigerante

El aceite de lubricante utilizado en el rectificado de discos responde a la siguiente referencia: Oil_ITP. Las emulsiones de este aceite deben formarse vertiéndolo sobre el agua base, asegurando una agitación en el momento de la mezcla. La concentración de la mezcla es de un $c_{oil}\%$. Según la ficha técnica del producto, el aceite es ideal para el mecanizado de metales férricos, así como el aluminio y sus aleaciones (excepto aluminio aeroespacial). Además, se recomienda su uso en el rectificado y mecanizado medio y severo de Inconel, titanio, acero y fundición.

Tabla 6.14. Número de pasadas a realizar en el rectificado tangencial.

Etapa	T_{total} (s)	v_w (mm/min)	lg probeta (mm)	T_{pasada} (s)	nº pasadas
-------	--------------------	-------------------	----------------------	---------------------	------------

Metodología de réplica y validación entre diferentes tipos de rectificado

Desbaste 1	110,53	$0,25v_{w\text{ REF}}$	100	$t_{t\text{ REF}}$	213
Acabado 2	31,58	$0,25v_{w\text{ REF}}$	100		61
Desbaste 3	142,11	$0,25v_{w\text{ REF}}$	100		274
Acabado 4	31,58	$0,25v_{w\text{ REF}}$	100		61

6.3.2.4 Estrategia de rectificado

El último paso para definir totalmente el ensayo de réplica consiste en determinar la estrategia y el ciclo de rectificado a realizar en el proceso de rectificado tangencial.

Por una parte, se conoce que el proceso de rectificado de discos de turbina consta de cuatro etapas, divididas en sendos desbaste y acabados. Las etapas Desbaste 1 y Acabado 2 son operaciones dirigidas a preparar la superficie del disco para el rectificado final mediante las etapas Desbaste 3 y Acabado 4, una vez ha sido torneado.

Considerando que la probeta en la que se realizarán los ensayos necesita también de una preparación previa para obtener una superficie limpia y completamente plana, se ha decidido equiparar esta operación a las etapas de Desbaste 1 y Acabado 2. Con esta preparación, se pretende corregir los defectos existentes en la superficie de la probeta y obtener la planitud que no se consigue al amarrar la pieza en el utillaje.

De este modo, se ha diseñado una operación denominada de limpieza, la cual se realiza anteriormente a la ejecución del ensayo de réplica. Las condiciones de esta operación se muestran en la **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.** El número de pasadas es un dato variable ya que debe asegurarse que se ha rectificado la totalidad de la superficie de la probeta. Una mayor inclinación inicial de la probeta necesita de más pasadas que un amarre con una menor inclinación inicial.

Se ha realizado un análisis metalográfico que descarta la aparición de daño térmico una vez finalizada la operación, siendo este un requisito imprescindible para poder establecer la operación de limpieza como operación equiparable a las etapas Desbaste 1 y Acabado 2. De esta forma, el ciclo de rectificado del ensayo de réplica queda constituido por las etapas de Desbaste 3 y Acabado 4.

Tal y como ocurre en el proceso original de rectificado de discos, se añaden los diamantados correspondientes. Estos tienen lugar, tal y como muestra la **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.**, tanto al inicio de cada una de las etapas como en la mitad de la etapa Desbaste 3. De esta forma, la etapa queda dividida en 2 operaciones, Desbaste 3.1 y Desbaste 3.2, con igual tiempo de rectificado entre sí y un diamantado entre ellas.

Tabla 6.15. Condiciones de trabajo de la operación de limpieza de la probeta.

Variable	Unidades	Valor
v_s	m/s	$v_{s\text{ REF}}$
v_w	mm/min	$0,14v_{w\text{ REF}}$
a_e	mm	$5a_{e\text{ REF}}$
nº pasadas	-	hasta limpiar

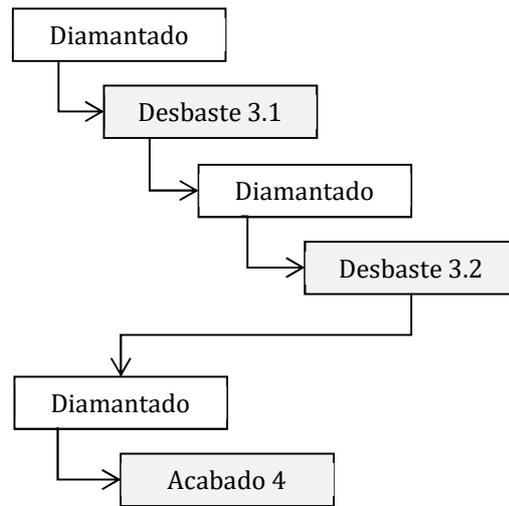


Figura 6.10. Ciclo de rectificado del ensayo de réplica.

Otro de los aspectos a definir en el diseño del ensayo de réplica es la estrategia a seguir durante el rectificado de la probeta. La geometría de la misma plantea dos posibilidades de rectificado. Por un lado, debido a que el ancho de la muela (40 mm) es mayor que la anchura (30 mm) y altura (6,5 mm) de la probeta (véase la **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.**), se puede realizar un rectificado sobre una misma banda de la muela abrasiva, en sucesivas pasadas.

Por otro, el rectificado tangencial también posibilita la utilización del avance transversal, lo que permite el uso de toda la anchura de la muela en el rectificado de la probeta. De este modo, se divide el ancho de la probeta en franjas en las que, además de las pasadas de rectificado, se realizan sucesivas de chispeo sobre las franjas previamente rectificadas. Esto es debido a que el avance transversal, el cual determina la anchura de las franjas, es menor al ancho de la muela y pieza. Esta estrategia, debido a limitaciones geométricas, solo es posible utilizarla sobre el ancho de probeta de 30 mm.

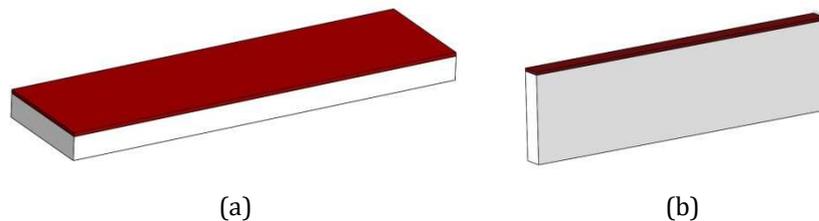


Figura 6.11. Posicionamiento de la probeta en función de la anchura a rectificar: 30 mm (a) o 6,5 mm (b).

A *priori*, la diferencia entre ambas estrategias radica en la rugosidad a obtener sobre la probeta. Es previsible una mejor rugosidad utilizando el avance transversal debido al efecto que provoca el repaso que hace la muela sobre la superficie previamente rectificada mientras se rectifica una nueva franja. Con el objeto de resolver esta incógnita se han realizado tres ensayos con las estrategias de rectificado descritas y con las condiciones de trabajo relativas a la operación de acabado. Los ensayos realizados son los siguientes, junto con la rugosidad obtenida:

- Rectificado en concordancia sobre una anchura de pieza de 6,5 mm: $R_a = 2R_{as\ REF} \mu\text{m}$.
- Rectificado en concordancia sobre una anchura de pieza de 30 mm: $R_a = 1,75R_{as1} \mu\text{m}$.
- Rectificado con avance transversal y un ancho de pasada de 10 mm: $R_a = 0,66R_{as1} \mu\text{m}$.

La única estrategia que permite obtener valores por debajo del requisito de rugosidad establecido ($R_{as\ REF}$) es la tercera, por lo que los ensayos de réplica se realizan utilizando el avance transversal.

6.3.3 Plan de ensayos

Con objeto de facilitar la comprensión de todos los valores calculados y seleccionados durante el proceso de aplicación de la metodología de réplica entre procesos desarrollada, la **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.** recoge la recopilación de los valores de cada uno de las variables analizadas, lo que determina el plan de ensayos a realizar. Estas variables se analizan tanto en el proceso de rectificado cilíndrico como en el tangencial, lo que permite visualizar de una manera sencilla las variables que se repiten por un lado y las que se diferencian entre sí debido a los cálculos propuestos en la metodología.

La operación Desbaste 3 se divide en dos sub-operaciones idénticas (desbaste 3.1 y Desbaste 3.2) ya que se realiza un diamantado en la mitad de la operación. De esta forma, el número de pasadas de cada sub-operación es la mitad de la definida en la **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.**

Los ensayos se han realizado sobre los dos tipos de Inconel 718 expuestos anteriormente: laminado y forjado. Sobre el primero de ellos se han realizado todos los ensayos preliminares y de obtención de las condiciones de trabajo definitivas. Una vez obtenidas las condiciones, se ha realizado el ensayo de réplica, repitiéndolo en tres ocasiones. Sobre el Inconel 718 forjado se han validado los resultados obtenidos mediante un ensayo.

Tabla 6.16. Resumen de las condiciones de trabajo en ambos rectificadores.

			Tipo de rectificado	
Variable	Variable	Unidades	Cilíndrico	Tangencial
Muela abrasiva	Referencia d_s	mm	Wheel_ITP 313	Wheel_MGEP 263
Condiciones de trabajo	Desbaste 3	v_s v_w a_e Tiempo de rect. nº de pasadas	v_s REF v_w REF $2a_e$ REF 142,11	$0,43v_s$ REF $0,25v_w$ REF $4a_e$ REF 273
	Acabado 4	v_s v_w a_e Tiempo de rect. nº de pasadas	v_s REF v_w REF a_e REF 31,58	$0,43v_s$ REF $0,25v_w$ REF $2a_e$ REF 61
Diamantado	Tipo de diamantador v_s v_d a_d nº pasadas Ratio diamantado	m/s mm/min mm	Moleta v_s REF r_d	Loseta PVD v_s REF v_d REF a_d REF n_d REF
Lubricante	Referencia Concentración	%	Oil_ITP <i>Coil</i>	

6.3.4 Resultados

Tal y como se ha descrito en el Apartado **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.**, la validación experimental de la metodología desarrollada se realiza mediante el estricto cumplimiento de la guía de referencia establecida en ITP para la fabricación de los discos de turbina.

6.3.4.1 Rugosidad y porcentaje de wear flat area

La rugosidad obtenida en las probetas y el porcentaje de *wear flat area* obtenido tras el diamantado la muela se muestra en la **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.** Los valores de rugosidades se sitúan por debajo del límite de R_{as1} definido en la guía de referencia, lo que valida las condiciones de trabajo con las que se ha realizado el ensayo. Por otra parte, con el tipo de diamantador seleccionado y las condiciones de diamantado definidas se ha obtenido una topografía en la muela que está dentro del rango determinado en la metodología.

Tabla 6.17. Porcentaje de *wear flat area* y rugosidad obtenidos.

Ensayo	Inconel 718			
	Laminado		Forjado	
	% <i>wear flat area</i>	R _a	% <i>wear flat area</i>	R _a
E1	0,6545	0,84R _{as REF}	0,8588	0,87R _{as REF}
E2	1,2114	0,86R _{as REF}		
E3	0,7794	0,94R _{as REF}		

6.3.4.2 Análisis metalográfico

El análisis de la estructura de material confirma que está libre de defectos, tanto en lo que se refiere a los ensayos realizados en Inconel 718 laminado (véase la Figura 6.12(a)) como los realizados en Inconel 718 forjado (véase la Figura 6.12(b)).

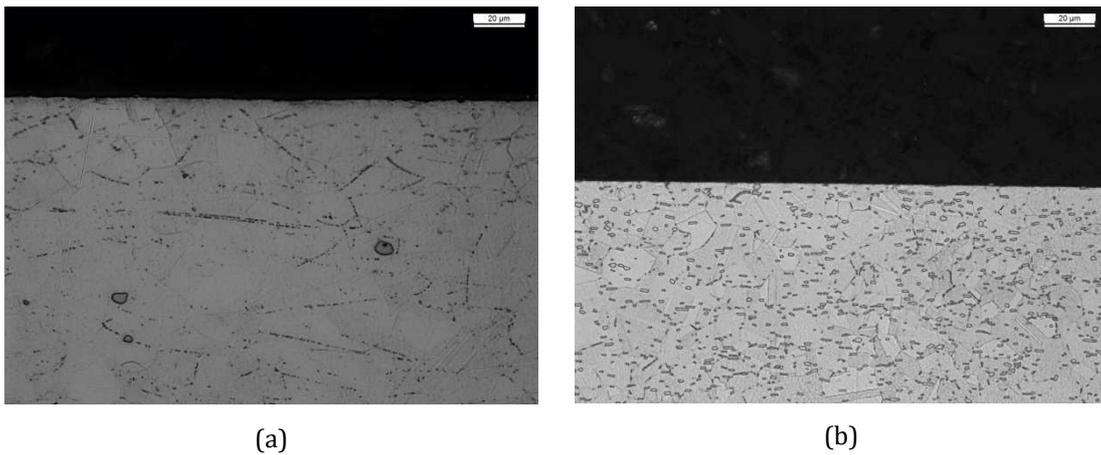


Figura 6.12. Metalografías de Inconel 718 laminado (a) e Inconel 718 forjado (b).

6.4 Conclusiones

Se ha desarrollado una metodología de réplica entre diferentes tipos de rectificadores en base a los siguientes criterios:

- Se igualan las variables de proceso comunes: referencia y topografía inicial de la muela abrasiva y refrigerante.
- Se utiliza un diámetro de muela tal que el diámetro equivalente en ambos procesos sea el mismo. Esto garantiza que la longitud de contacto sea muy similar.
- Se iguala el desgaste de la muela a través de la relación de diámetros de muela.
- Se iguala Q' .
- Se iguala la agresividad, lo que garantiza, sumado a los puntos anteriores, que el proceso de arranque de viruta sea microscópicamente equivalente.
- Se determina la estrategia de rectificado en función de los requisitos demandados.

Los resultados obtenidos en los ensayos de validación de la metodología son equivalentes a los obtenidos en el rectificado cilíndrico de discos de turbina fabricados en la planta de producción de ITP.

Capítulo 7

***Aplicación de Metodos a otros materiales: Inconel
718***

7. Aplicación de *Metodes* a otros materiales: Inconel 718

El carácter general del que se quiere dotar a *Metodes* en el análisis del rendimiento de las muelas abrasivas en cualquier proceso de rectificado hace necesario extender su aplicación a cualquier material. La validación de *Metodes* se ha realizado hasta ahora para procesos de rectificado de acero en base al modelo de Malkin. Para el resto de materiales se utilizará el modelo de Madariaga.

Aunque *Metodes* puede ser directamente empleado en cualquier tipo de rectificado, el desarrollo de la metodología de réplica entre rectificados realizado en el Capítulo 6 permite utilizar una rectificadora tangencial para analizar procesos de rectificado cilíndrico de piezas de elevado diámetro. En consecuencia, se aplicará al proceso de rectificado del disco de Inconel 718 de ITP replicado en la rectificadora tangencial, utilizando el *set-up* experimental descrito en el Capítulo 2.

Una vez adaptado *Metodes* con el modelo de Madariaga, se realizarán dos tipos de ensayos:

- Determinación de la capacidad de corte de la muela 3SG H 80 J8 VSG-1 (utilizada en el rectificado de discos de turbina) bajo las condiciones de trabajo de réplica definidas en **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.**
- Análisis del rendimiento de dos muelas (muela 3SG H 80 J8 VSG-1 y otra muela suministrada por Abrasivos Unesa) con el fin de optimizar las condiciones de trabajo según la metodología *Metodes*.
- Maximización de la capacidad de arranque de las dos muelas utilizadas en el punto anterior.

Ello da lugar a la realización de ensayos clasificados según el esquema mostrado en la Figura 7.1:

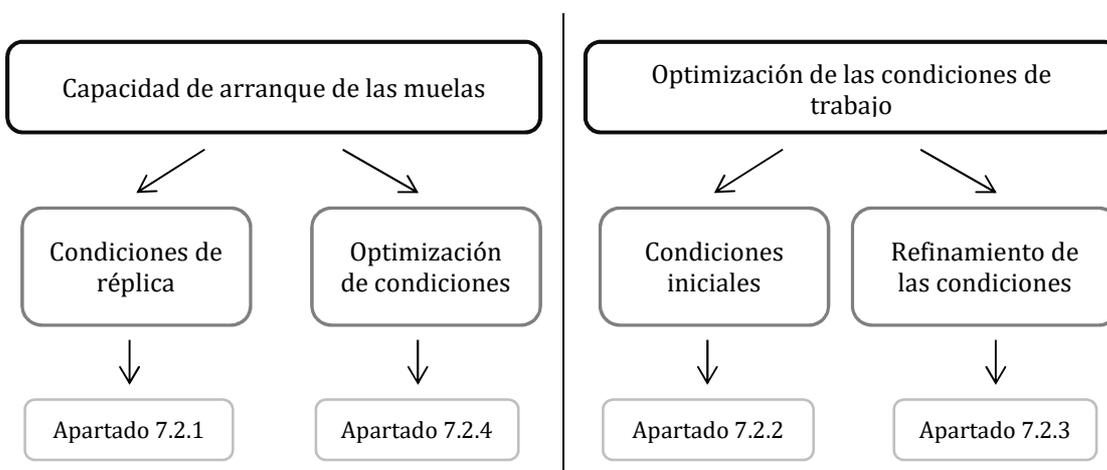


Figura 7.1. Esquema de los ensayos realizados sobre Inconel 718 aplicando *Metodes*.

7.1 Modelo predictivo de dañado térmico de Madariaga

A diferencia de Malkin, Madariaga utiliza las propiedades del material de la pieza, del abrasivo de la muela y del líquido refrigerante para determinar, mediante un modelo físico avanzado, el calor conducido a la pieza, a los granos abrasivos, al líquido refrigerante y a la viruta. Este modelo permite a Madariaga determinar los picos de temperatura locales que se producen alrededor de los granos abrasivos, así como el efecto acumulativo de la acción de todos los granos activos a lo largo de la zona de contacto entre muela y pieza [Madariaga, 2009]. Ello le lleva a considerar dos escalas de cálculo:

- Escala local: modelización de la transferencia de calor en un contorno reducido al contacto entre un grano abrasivo y la pieza.
- Escala global: Estimación de la temperatura debido al efecto de todos los granos a lo largo de la zona de contacto.

La modelización de los fenómenos a escala local permite a Madariaga realizar una predicción precisa del ratio de calor conducido a la pieza. A modo de ejemplo, para el rectificado convencional de una pieza de acero con una muela de alúmina, los ratios de calor conducidos a la pieza, muela, fluido, y viruta son, según Madariaga, del 66%, 29%, 0% y 5% respectivamente. Estos valores corresponden a condiciones en las que se produce *film-boiling*, es decir, la evaporación del refrigerante en el punto de corte, fenómeno muy habitual en este tipo de procesos. Estos resultados indican que la mayoría del calor generado en la intercara es absorbido por la pieza y coinciden con datos bibliográficos, que sitúan en alrededor del 65% la energía total consumida que se conduce a la pieza [Guo & Malkin, 1995].

Asimismo, la escala local asume la hipótesis de que el tamaño de los granos abrasivos es lo suficientemente grande como para evacuar el calor de la zona de rectificado de manera continua sin que se produzca la saturación térmica de los granos.

La gran ventaja del modelo de Madariaga es que se puede aplicar al rectificado de cualquier material con diferentes tipos de abrasivos (alúmina, SiC, cBN, etc.).

7.1.1 Adecuación de Metodes al modelo de Madariaga

La temperatura máxima que alcanza la pieza θ_m en función de la energía disipada en la zona de rectificado se calcula mediante la Ec. 3.31 [Malkin & Guo, 2008]. Las principales variables de entrada son la energía disipada en la zona de rectificado y el ratio de calor conducido a la pieza. Como se ha mencionado anteriormente, una de las principales aportaciones de Madariaga se encuentra en el cálculo del ratio de calor conducido a la pieza, el cual denomina R .

De la Ec. 3.31 se despeja la energía específica (energía por unidad de volumen de material arrancado) necesaria para calentar la pieza hasta una determinada temperatura θ :

$$u = \frac{k\theta}{1,13R\alpha^{0,5}} a_e^{0,25} a_e^{-0,75} v_w^{-0,5} \quad \text{Ec. 7.49}$$

La potencia consumida se obtiene multiplicando la energía específica por el caudal de material arrancado:

$$P = uQ \quad \text{Ec. 7.50}$$

$$Q = bv_w a_e \quad \text{Ec. 7.51}$$

Considerando θ_m como la temperatura máxima admisible para que no se modifiquen las propiedades de la pieza, se calcula la potencia máxima a partir de la cual se prevé el dañado térmico:

$$P_m = \frac{k\theta_m}{1,13R\alpha^{1/2}} d_e^{1/4} a_e^{1/4} v_w^{1/2} b \quad \text{Ec. 7.52}$$

Una vez determinada la nueva ecuación de cálculo de la potencia, es necesario despejar la componente de la profundidad de pasada con el objeto de que *Metodes* pueda recalcular dicha variable una vez se alcance la potencia límite establecida, según se muestra en la Ec. 7.53.

$$a_e = \left(\frac{1,13P_m R}{k\theta_m b} \right)^4 \frac{\alpha^2}{d_e v_w^2} \quad \text{Ec. 7.53}$$

7.1.1.1 Cálculo de R

En el caso del proceso de rectificado de discos de turbina de ITP, el material es el Inconel 718, las muelas abrasivas son de alúmina y el fluido de corte es una emulsión tipo aceite con una concentración del 5%. Las propiedades térmicas a considerar en el cálculo de R se muestran en la Tabla 7.1 [Madariaga, 2009]. Con estos datos, el modelo de Madariaga deduce el ratio de calor conducido a la pieza (véase la Figura 7.2).

Tabla 7.1. Propiedades térmicas del Inconel 718, alúmina y fluido base aceite.

Propiedades		Inconel 718	Alúmina	Fluido
Conductividad	k (W/mK)	21,54	36	0,65
Densidad	ρ (kg/m ³)	8221	3980	1000
Calor específico	c (J/kgK)	630,9	920	4180
Difusividad	α (m ² /s)	4,15x10 ⁻⁶	9,8x10 ⁻⁶	0,15x10 ⁻⁶

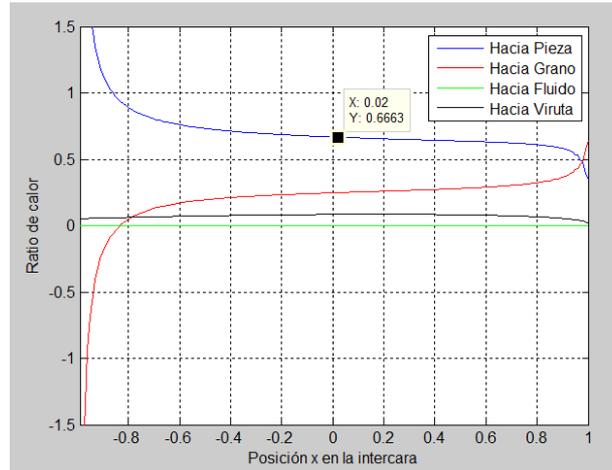


Figura 7.2. Ratio de calor para rectificar Inconel 718 con muela de alúmina y fluido de corte con base aceite.

El modelo determina un ratio medio en la intercara de 0,6663, considerando el tramo recto del modelo (aproximadamente entre las posiciones -0,6 y 0,6 de la intercara que determina el contacto entre muela y pieza). Según el ratio medio calculado, el 66,63% de la energía generada durante el rectificado es conducida a la pieza. El valor del ratio depende directamente de las condiciones de trabajo del rectificado. El ejemplo que se muestra corresponde a las condiciones utilizadas en los ensayos realizados en el Apartado 7.2.1.

La predicción de temperatura alcanzada a lo largo de la longitud de corte de muestra en la Figura 7.3. La temperatura máxima se sitúa cerca de la posición 0 en la intercara y supera ligeramente los 800°C.

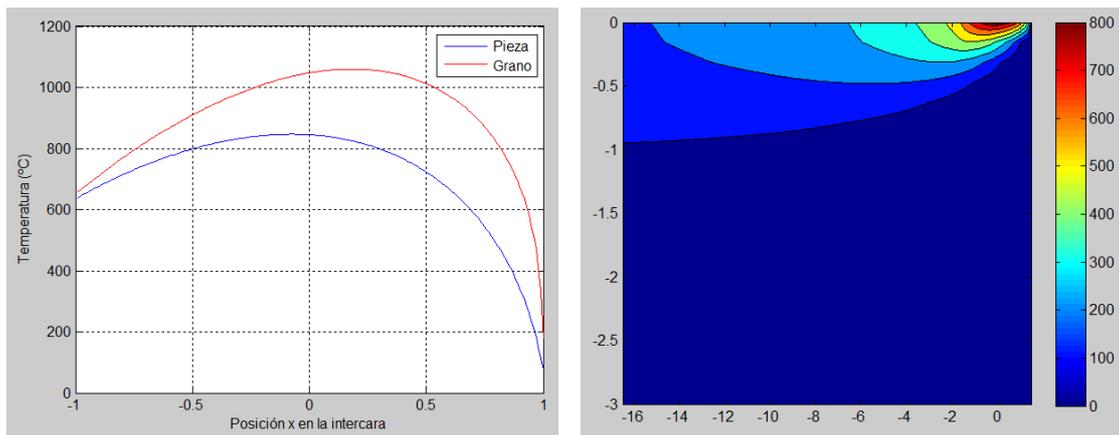


Figura 7.3. Predicción de la temperatura alcanzada a lo largo de la longitud de contacto entre pieza y muela.

7.2 Estudio de las funcionalidades de *Metodes* en Inconel 718

Tomando como referencia el material Inconel 718 se plantea la realización de dos tipos de ensayos utilizando la aplicación *Metodes*. Por un lado, con las condiciones de trabajo determinadas en la metodología de réplica entre rectificadores se desea analizar cuál es la capacidad de arranque del material en las condiciones establecidas por la aplicación *Metodes*. Por otro lado, se desea comparar el rendimiento de dos muelas diferentes para unas condiciones de corte determinadas siguiendo la estrategia planteada en el Capítulo 5. Todos los ensayos se realizan utilizando el modelo predictivo de Madariaga para definir la potencia límite. Una vez es superada durante el rectificado, se ejecuta el control adaptativo de la aplicación *Metodes*.

Respecto del material, se dispone de probetas de Inconel 718 obtenido mediante dos tipos de proceso diferentes: laminado y forjado. La cantidad de material de la que se dispone limita el número de ensayos realizados en Inconel 718 forjado.

En base a las conclusiones extraídas del desarrollo de la metodología *Metodes*, se limita, en una primera instancia, la potencia límite de dañado a un 70% de la potencia de Madariaga, tal y como se ha contrastado experimentalmente con el modelo de Malkin.

Se han seleccionado dos muelas abrasivas que permitan el análisis de su rendimiento en los dos casos supuestos. Las referencias se muestran en la Tabla 7.2. La muela M5 es la referencia de muela utilizada en los ensayos de validación de la metodología de réplica del rectificado de discos de turbina, es decir, es la misma referencia de muela utilizada en la fabricación en planta de los discos. La muela M6 está fabricada con alúmina monocristalina y blanca al 50% y tiene el mismo tamaño de grano de 80 que la muela M5. Las estructuras de ambas muelas son similares, situándose en el rango de muelas cerradas. Las especificaciones de ambas muelas son típicas de muelas utilizadas en operaciones de acabado.

7.2.1 Determinación de la capacidad de arranque en condiciones de réplica

Una vez obtenidas las condiciones de trabajo que permiten replicar un rectificado cilíndrico de discos de turbina mediante un rectificado tangencial, *Metodes* permite analizar el rendimiento de cualquier muela abrasiva en estas condiciones. De este análisis se pueden extraer posibles mejoras de aplicación en el propio proceso cilíndrico:

- Modificaciones en la referencia de la muela abrasiva utilizada.
- Optimización del ciclo de diamantado actual, alargando los tiempos entre diamantados.
- Redefinición de las condiciones de trabajo que permitan reducir el tiempo de rectificado mediante el aumento de la profundidad de pasada y/o la velocidad de la pieza.

La Tabla 7.3 muestra las condiciones utilizadas en los ensayos realizados, las cuáles coinciden con las definidas en la **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.**

Se han utilizado los dos tipos de Inconel 718 disponibles, laminado y forjado, en el análisis del rendimiento de las muelas M5 y M6.

Tabla 7.2. Muelas utilizadas en los ensayos.

Nº de muela	Referencia de muela
M5	Wheel ITP
M6	5MBA 80K 12 V489 P24P

Tabla 7.3. Condiciones del ensayo de determinación de la capacidad de arranque en condiciones de réplica para *Metodes*.

Parámetro		Referencia/Valor		Unidad
Pieza	Material Dimensiones	Inconel 718 6,5 x 100 x 30		mm
Muela abrasiva	Referencia b_s	M5 40	M6 80	mm
Condiciones de rectificado	v_s	11,4		m/min
	v_w	14.445		mm/min
	a_e	0,004		mm
Condiciones de diamantado	v_s	26		m/s
	v_d	125		mm/min
	a_e	0,0075		mm
Potencia límite de quemado	P_{lim}	70%		

7.2.1.1 Resultados

Los resultados relativos a la capacidad de arranque de cada una de las muelas y su efecto sobre la estructura del material se analizan en la Figura 7.4 y la Figura 7.5. Debido a que las condiciones de trabajo son realmente conservadoras, *Metodes* ha alcanzado el límite de tiempo de su ejecución en el CNC en todos los ensayos. De esta forma, el número de pasadas de ambas muelas para los dos tipos de Inconel 718 analizados son idénticas. Se aprecia, sin embargo, que la potencia consumida por la muela M6 es sensiblemente inferior a la consumida por la muela M5. Este hecho se repite tanto para el Inconel 718 laminado como para el forjado.

En cuanto a la rugosidad y el ratio G , los resultados obtenidos se muestran en la Tabla 7.4. Debido a que el número de pasadas realizadas es idéntico en todos los ensayos, el volumen de material arrancado es el mismo. De esta forma, el desgaste radial producido en las muelas abrasivas es indicativo del valor de ratio G (a mayor desgaste radial, menor ratio G).

Tabla 7.4. Rugosidad y desgaste radial.

Muela	Inconel 718 laminado		Inconel 718 forjado	
	R_a	Ratio G	R_a	Ratio G
M5	1,22	2,6	1,308	3,3
M6	1,239	2,4	1,335	2,5

7.2.1.2 Análisis de resultados

El análisis de los resultados no muestra diferencias significativas en el comportamiento de ambas muelas. La mayor diferencia en la composición entre ambas radica en el tipo de abrasivo. La pequeña profundidad de pasada a la que se realiza el ensayo hace que sea perfectamente rectificable por ambos tipos de abrasivo, lo que explica la poca diferencia existente en los resultados.

En cuanto al análisis metalográfico, se observa que la superficie es irregular. Esta irregularidad está unida a la rugosidad obtenida, por encima de 1 μm . El elevado número de pasadas efectuadas durante el ensayo incide sobremanera en el desgaste de la muela, lo que provoca una mayor irregularidad en la superficie rectificada. Sin embargo, los valores de irregularidad se encuentran dentro de los límites establecidos en la guía de referencia de ITP.

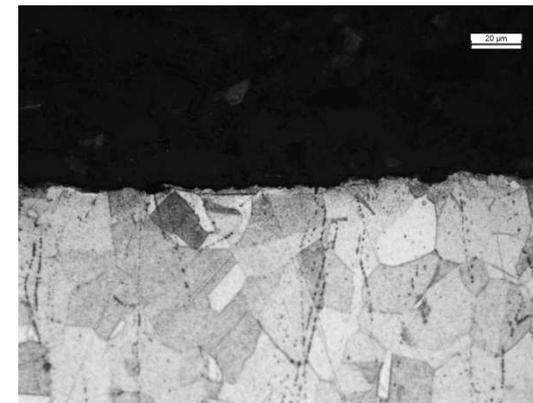
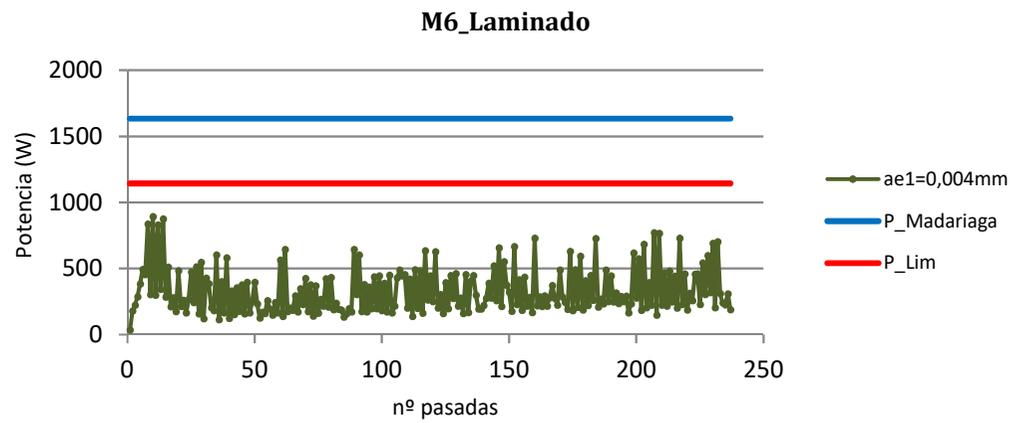
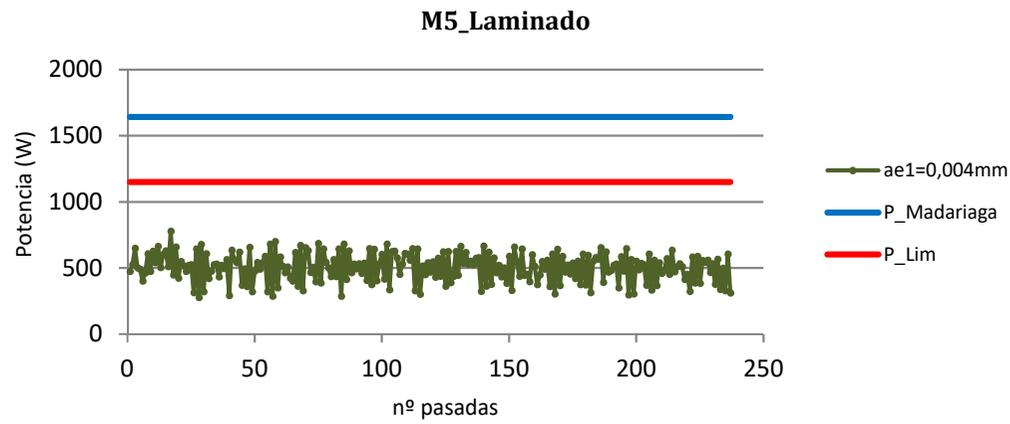


Figura 7.4. Capacidad de arranque y análisis metalográfico obtenidos por las muelas M5 y M6 en Inconel 718 laminado.

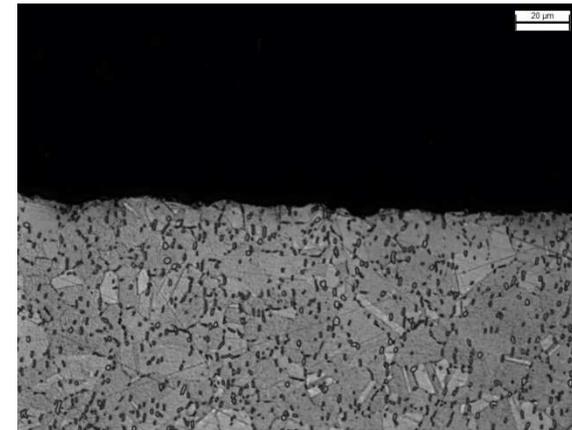
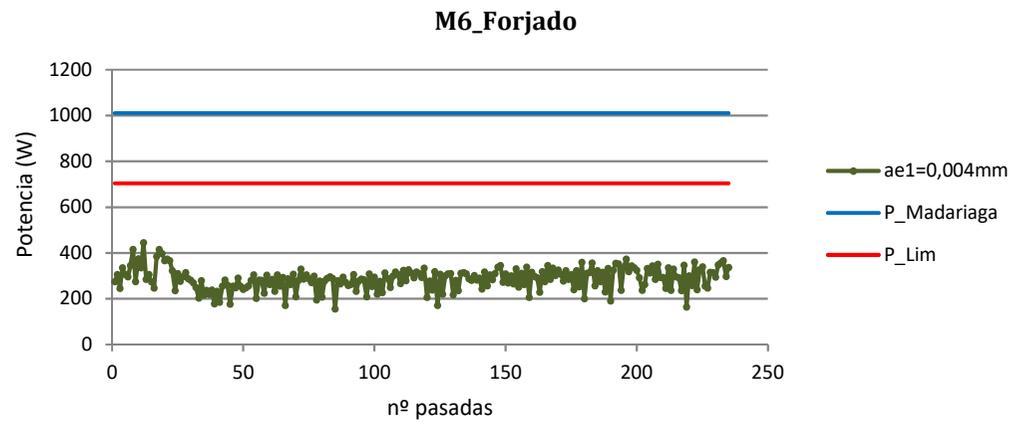
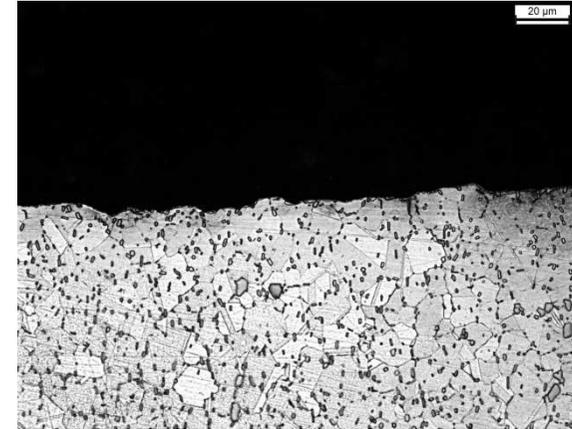
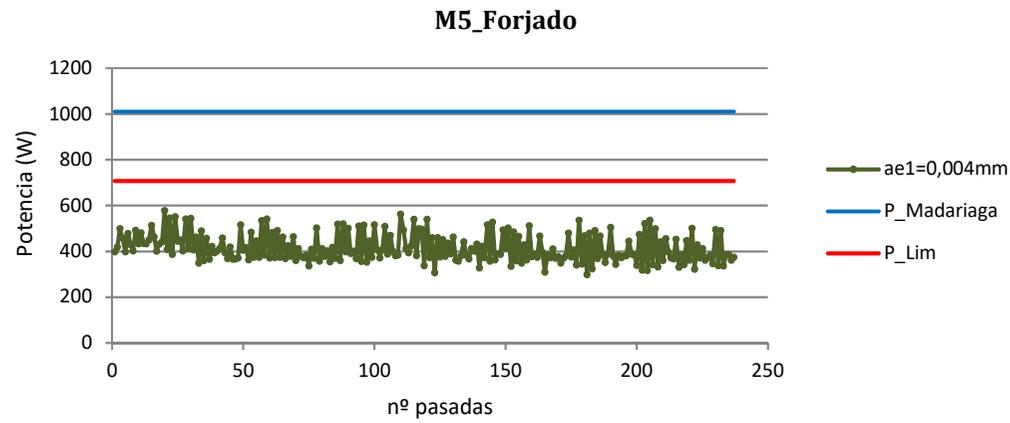


Figura 7.5. Capacidad de arranque y análisis metalográfico obtenidos por las muelas M5 y M6 en Inconel 718 forjado.

7.2.2 Determinación de condiciones de trabajo óptimas

Además de la comparativa realizada según las condiciones de réplica, se desea analizar el comportamiento de las muelas abrasivas en condiciones más agresivas, con el objeto de maximizar el rendimiento de las muelas. Para ello, es necesario aproximarse a los límites de la muela donde se asegure una rugosidad adecuada y se asegure su integridad superficial.

La definición de las nuevas condiciones se realiza tomando como punto de partida las condiciones establecidas en la validación de *Metodes* con el modelo de Malkin (véase la Tabla 5.3). Sin embargo, no se recomienda utilizar exactamente las mismas debido a la diferencia existente en las muelas utilizadas en dichos ensayos respecto de M5 y M6. Estas muelas tienen un tamaño de grano más fino (80 sobre 46 las utilizadas anteriormente) y estructura más cerrada, lo que las hace propicias para operaciones de acabado. En base a esta consideración, se reduce la profundidad de pasada inicial (de 40 μm a 15 μm) del ensayo estableciendo las condiciones del ensayo que se muestran en la Tabla 7.5, manteniendo iguales el resto de variables. El material utilizado es Inconel 718 laminado.

7.2.2.1 Resultados

Los resultados obtenidos respecto del volumen total de material arrancado, ratio G y rugosidad se muestran en la Tabla 7.6. La gráfica de evolución de la capacidad de arranque y el análisis metalográfico se muestran en la Figura 7.6.

Tabla 7.5. Condiciones del ensayo de optimización de las condiciones de trabajo.

Parámetro		Referencia/Valor		Unidad
Pieza	Material Dimensiones	Inconel 718 laminado 6,5 x 100 x 30		mm
Muela abrasiva	Referencia b_s	M5 40	M6 80	mm
Condiciones de rectificado	v_s	30		m/min
	v_w	12.000		mm/min
	a_e	0,015		mm
Condiciones de diamantado	v_s	26		m/s
	v_d	125		mm/min
	a_e	0,0075		mm
Potencia límite quemado	P_{lim}	70%		

Tabla 7.6. Volumen total, ratio G y rugosidad.

Muela	V (mm ³)	R_a	Ratio G
M5	140,4	0,702	1,9
M6	138,5	0,667	1,2

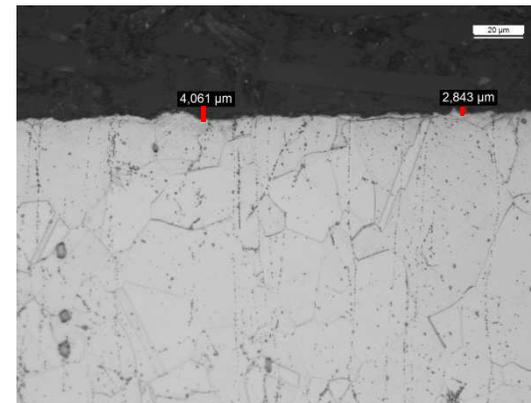
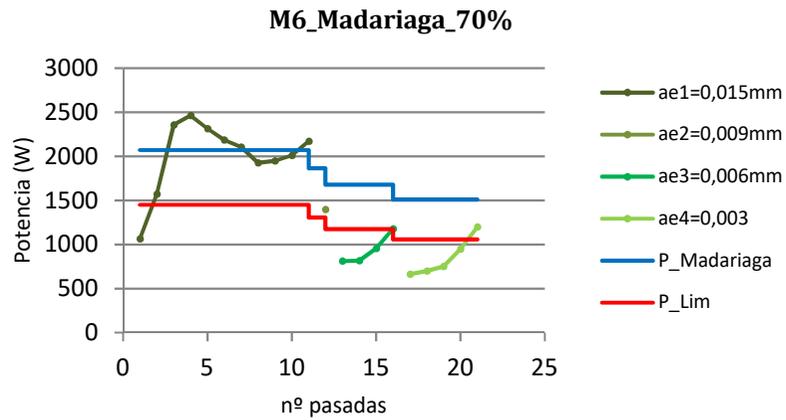
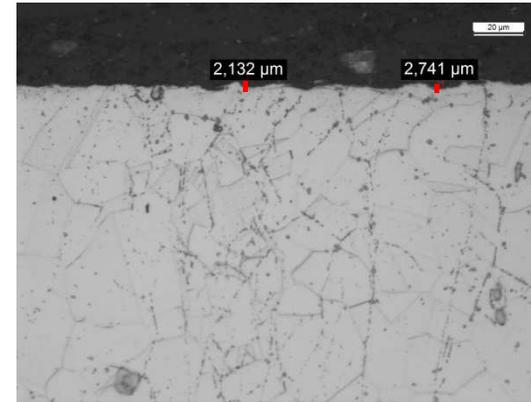
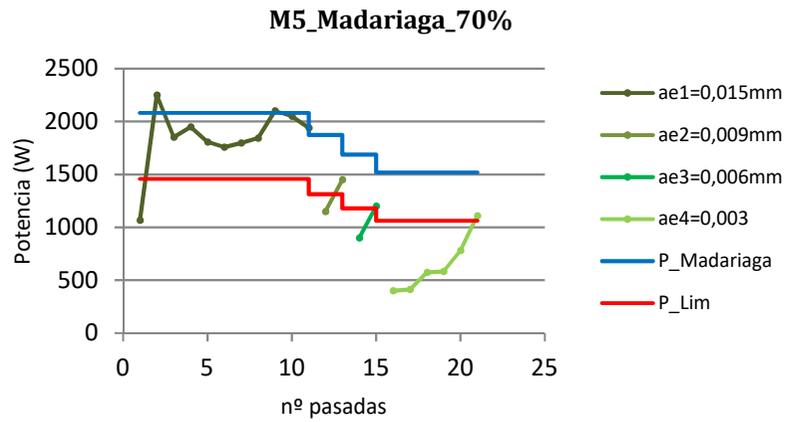


Figura 7.6. Capacidad de arranque de las muelas y análisis metalográfico de las piezas.

7.2.2.2 Análisis de resultados

Los resultados muestran un comportamiento similar en las dos muelas sobre el material y las condiciones de trabajo definidas. La capacidad de arranque de ambas es limitada lo que indica que las condiciones de trabajo son relativamente agresivas para el tipo de muela analizada, con una capacidad de corte inferior a las analizadas en el Capítulo 5. La rugosidad y el ratio G no muestran grandes diferencias entre las muelas y el análisis metalográfico concluye que la pieza está libre de defectos, según los criterios internos de evaluación de la integridad superficial de ITP. Es por ello por lo que, en las condiciones definidas, no existen diferencias significativas en el rendimiento de ambas muelas. Con el objeto de profundizar en el comportamiento de las muelas abrasivas analizadas, se plantea realizar la comparativa de su rendimiento en condiciones menos agresivas.

7.2.3 Refinamiento de la optimización de las condiciones de trabajo

Se han redefinido las condiciones de trabajo utilizadas en el apartado anterior reduciendo la profundidad de pasada de $15\ \mu\text{m}$ a $10\ \mu\text{m}$. El resto de condiciones de mantienen iguales, según se muestra en la Tabla 7.7, incluyendo el Inconel 718 laminado como material.

7.2.3.1 Resultados

Los resultados obtenidos respecto del volumen total de material arrancado, ratio G y rugosidad se muestran en la Tabla 7.8. La gráfica de evolución de la capacidad de arranque y el análisis metalográfico se muestran en la Figura 7.7.

Tabla 7.7. Condiciones del ensayo de refinamiento de la optimización.

Parámetro		Referencia/Valor		Unidad
Pieza	Material Dimensiones	Inconel 718 laminado 6,5 x 100 x 30		mm
Muela abrasiva	Referencia b_s	M5 40	M6 80	mm
Condiciones de rectificado	v_s	30		m/min
	v_w	12.000		mm/min
	a_e	0,01		mm
Condiciones de diamantado	v_s	26		m/s
	v_d	125		mm/min
	a_e	0,0075		mm
Potencia límite quemado	P_{lim}	70%		

Tabla 7.8. Volumen total, ratio G y rugosidad.

Muela	$V\ (\text{mm}^3)$	Ratio G	R_a
M5	109,2	1,4	0,439
M6	96,2	0,9	0,557

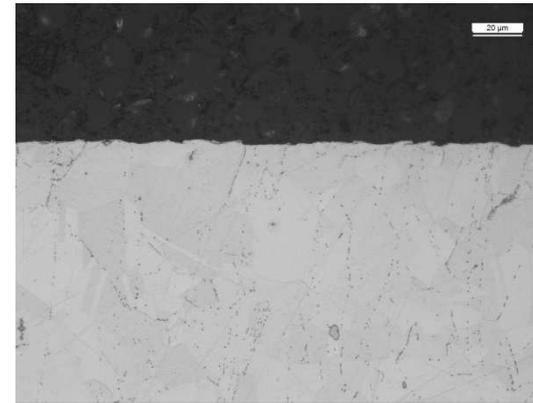
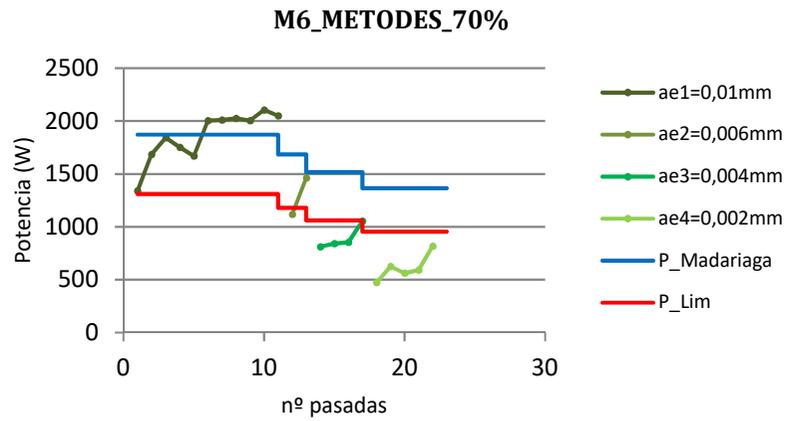
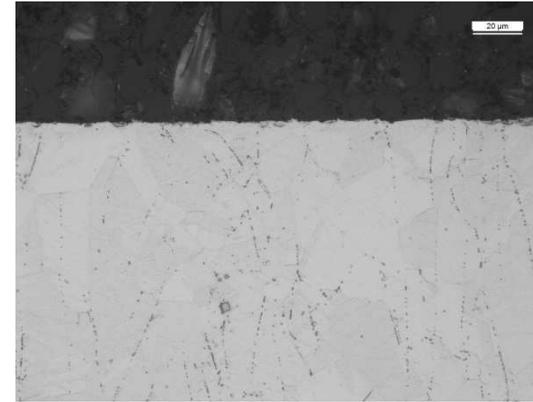
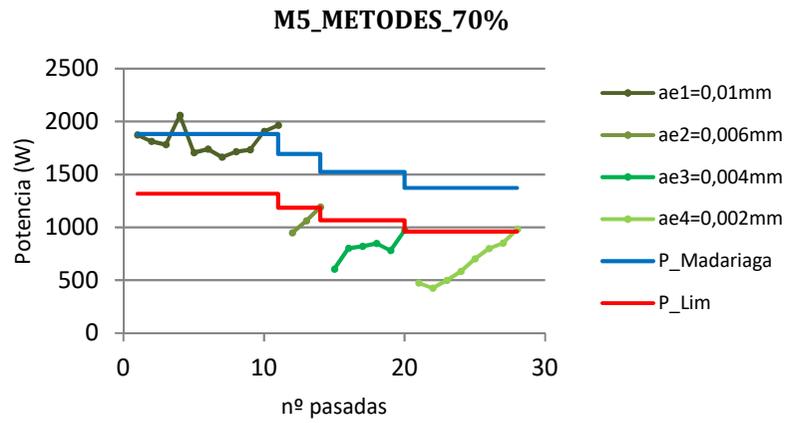


Figura 7.7. Capacidad de arranque de las muelas y análisis metalográfico de las piezas.

7.2.3.2 Análisis de resultados

Con la definición de las nuevas condiciones se aprecian las primeras diferencias significativas en el uso de las dos muelas. La capacidad de arranque es sensiblemente mayor en la muela M5 respecto de la muela M6. Asimismo, se obtiene una mejor rugosidad sobre la pieza mientras el ratio G no muestra grandes diferencias. Bajo las condiciones de trabajo establecidas, se observa un mejor rendimiento de la muela M5 respecto a la muela M6, lo que provoca su recomendación para la aplicación analizada.

El análisis metalográfico confirma, en este caso, la ausencia de defectos sobre la pieza.

Realizando una comparativa respecto del ensayo anterior, se observa una evidente mejora en la rugosidad, aunque la capacidad de arranque de las muelas sigue siendo limitada, en este caso inferior al ensayo realizado en el Apartado 7.2.2. El carácter abierto de *Metodes* permite analizar el rendimiento de las muelas desde la perspectiva de optimización de las condiciones de trabajo con el objeto de aumentar la capacidad de corte de las muelas. Es por ello por lo que se plantea la realización de ensayos con nuevas condiciones de trabajo

7.2.4 Optimización de la capacidad de arranque de las muelas

Las características de las muelas analizadas, unido a las condiciones de trabajo definidas anteriormente, recomiendan la disminución de la velocidad de la pieza con objeto de optimizar la capacidad de corte. La Tabla 7.9 muestra las nuevas condiciones, donde se han reducido la velocidad de avance de la pieza y la velocidad de la muela. A diferencia de los ensayos anteriores, el material de las probetas es, en este caso, un Inconel 718 forjado.

Tabla 7.9. Condiciones del ensayo de optimización de la capacidad de arranque.

Parámetro		Referencia/Valor		Unidad
Pieza	Material Dimensiones	Inconel 718 laminado 6,5 x 100 x 30		mm
Muela abrasiva	Referencia b_s	M5 40	M6 80	mm
Condiciones de rectificado	v_s	30		m/min
	v_w	8.000		mm/min
	a_e	0,01		mm
Condiciones de diamantado	v_s	26		m/s
	v_d	125		mm/min
	a_e	0,0075		mm
Potencia límite quemado	P_{lim}	70%		

7.2.4.1 Resultados

Los resultados obtenidos respecto del volumen total de material arrancado, ratio *G* y rugosidad se muestran en la Tabla 7.10. La gráfica de evolución de la capacidad de arranque y el análisis metalográfico se muestran en la Figura 7.8.

7.2.4.2 Análisis de resultados

El volumen total de material arrancado aumenta considerablemente respecto de los dos ensayos realizados anteriormente. Según se muestra en la gráfica de evolución de la capacidad de arranque (véase la Figura 7.8) no se alcanza en ningún momento la potencia límite de quemado, por lo que la totalidad del ensayo se realiza con la profundidad de pasada inicial de 10 μm . Tal y como ha ocurrido en el ensayo con las condiciones de réplica entre diferentes tipos de rectificado (véase el Apartado 7.2.1), la finalización del ensayo viene dada por el límite de tiempo que puede ejecutarse la aplicación *Metodes* en el CNC de la máquina.

En cuanto a la rugosidad, se observa que la muela M5 obtiene un mejor acabado en la pieza, tal y como ocurre en el ensayo de refinamiento de las condiciones de trabajo (véase el Apartado 7.2.3.1).

El análisis metalográfico realizado confirma la obtención de una superficie bastante limpia, con una irregularidad en la superficie de un máximo de 2 μm .

Las muelas M5 y M6 presentan un comportamiento similar en cuanto a la capacidad de arranque y el ratio *G*. Sin embargo, la muela M5 alcanza mejores acabados sobre la pieza en cuanto a la rugosidad observada. Es por ello por lo que *Metodes* recomienda su uso por encima del de la muela M6.

Tabla 7.10. Volumen total, ratio *G* y rugosidad.

Muela	V (mm ³)	Ratio <i>G</i>	R _a
M5	858	3	0,784
M6	858	2,7	0,903

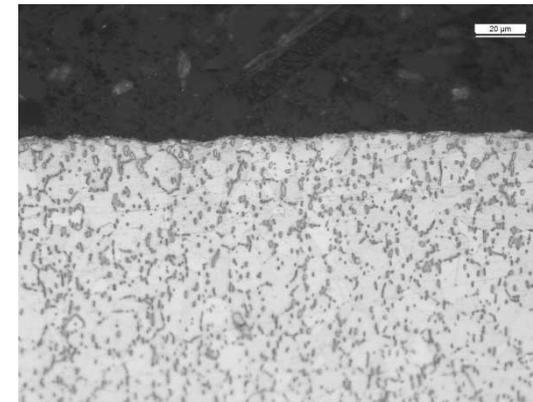
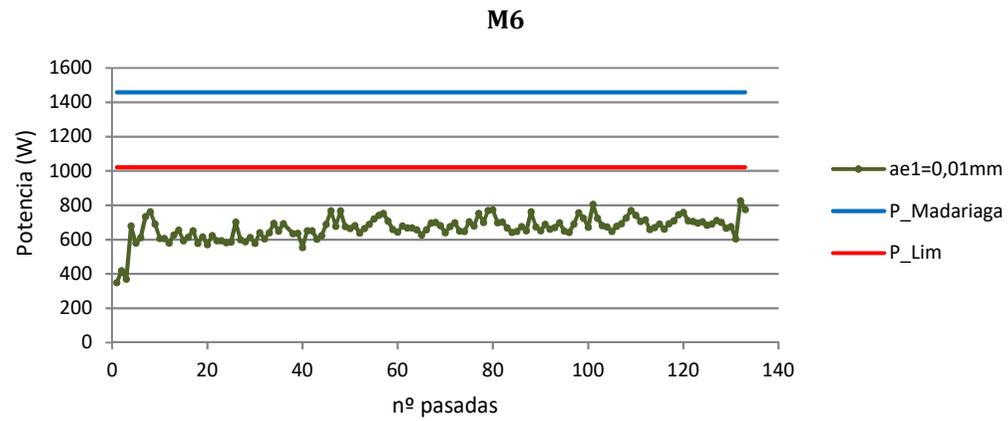
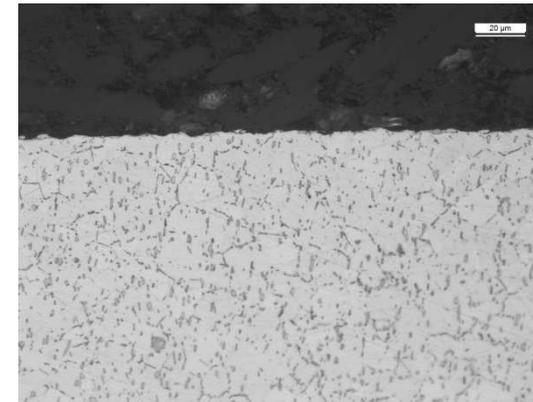
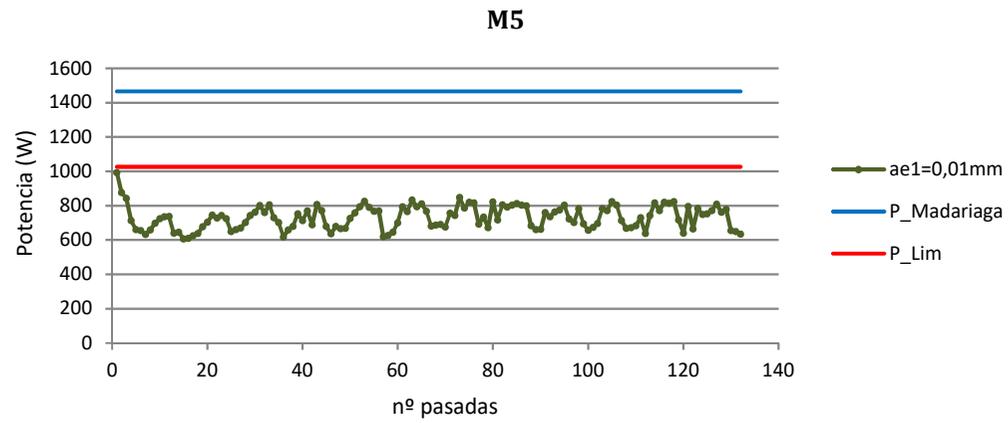


Figura 7.8. Capacidad de arranque de las muelas y análisis metalográfico de las piezas.

7.3 Conclusiones

Los resultados obtenidos tras la realización de ensayos experimentales en piezas de Inconel 718, bien laminado o forjado y limitando la potencia límite al 70% de la potencia máxima admisible del modelo de Madariaga, confirman la validez de *Metodes* en este material.

De manera general, la muela M5 proporciona un mayor rendimiento en el rectificado que la muela M6. Sin embargo, este mayor rendimiento no se manifiesta en todas las condiciones de trabajo analizadas, siendo similar en las condiciones más suaves analizadas, debido a que ambas muelas son perfectamente capaces de rectificar el material en dichas condiciones.

Respecto del análisis metalográfico realizado en todos los ensayos, no se observan daños en la microestructura del material. Solamente se observan defectos de forma estrechamente ligados a la rugosidad obtenida en la superficie de la pieza. A peor rugosidad en la pieza, mayor superficie irregular.

Se han realizado diferentes tipos de ensayos que confirman las diferentes funcionalidades de *Metodes*. Además de comparar el rendimiento de muelas abrasivas con el objeto de optimizar la selección de la muela más adecuada para una aplicación en concreto, *Metodes* proporciona información acerca de la capacidad de arranque máxima de una muela y permite optimizar las condiciones de desbaste en cualquier proceso de rectificado.

Capítulo 8

Conclusiones y líneas futuras

8. Conclusiones y líneas futuras

8.1 Conclusiones

El rectificado es un proceso clave en la fabricación de piezas con requisitos de elevada precisión y buen acabado superficial. La elevada dureza de las muelas abrasivas hace posible la fabricación y la obtención de estas características en materiales cuya dureza dificulta su transformación mediante procesos de mecanizado más convencionales, tales como el fresado y el torneado. Sin embargo, este proceso presenta varias desventajas como son una productividad relativamente baja y el riesgo de provocar daño térmico en las piezas. A esta serie de desventajas ayuda el desconocimiento general en torno al comportamiento y rendimiento de las muelas abrasivas a medida que se van desgastando durante el rectificado, lo que provoca un uso conservador de las mismas. Hoy en día y gracias al avance de la tecnología, es posible sensorizar un mayor número de variables que ayuden en la comprensión y estudio de los problemas asociados al proceso. En este sentido, a lo largo de la presente tesis doctoral se ha realizado un avance significativo en el análisis del rendimiento de las muelas abrasivas, lo que ha permitido establecer comparativas reales entre ellas, llegando a concluir cuál es la muela óptima en aplicaciones de rectificado concretas.

Las principales aportaciones y conclusiones obtenidas en la tesis se muestran desglosadas en los próximos subapartados.

Evaluación del rendimiento de muelas abrasivas

Se han definido las variables de salida del proceso que permiten establecer cómo se comporta una muela durante el rectificado y cuál es su rendimiento. El análisis del rendimiento necesita de la realización de ensayos, por lo que se ha diseñado un *set-up* experimental que monitoriza y permite medir dichas variables.

Determinación de los límites de validez del modelo de Malkin

Se ha realizado un contraste exhaustivo mediante más de 200 ensayos del modelo predictivo de daño térmico de Malkin. Para valores de potencia consumida alejados de la potencia límite de Malkin, la correlación entre predicción y daño térmico es buena. Por el contrario, cuando los valores de potencia consumida son cercanos a la potencia límite de Malkin, no se garantiza la correcta correlación entre predicción y daño térmico. Con el fin de evitar estas zonas de incertidumbre, se ha establecido un nuevo criterio que garantice la validez del uso del modelo en cualquier caso: limitar la potencia máxima permitida a un 70% de la potencia límite de Malkin.

Metodología de selección de muela óptima

Se ha desarrollado una nueva técnica, denominada *Metodes*, para el análisis del rendimiento de muelas abrasivas en procesos de rectificado. *Metodes* emplea un control adaptativo, que modifica la profundidad de pasada basándose en la aplicación del modelo predictivo de dañado térmico de Malkin para aceros o de Madariaga para el resto de materiales. El criterio de limitar la potencia máxima permitida a un 70% del modelo de Malkin se utiliza también para el modelo de Madariaga.

Metodes permite, de una forma experimental y objetiva, evaluar el rendimiento de cualquier muela abrasiva. Esta evaluación permite, a su vez, la comparación entre diferentes muelas abrasivas para una misma aplicación. Finalmente, se ha dotado a la aplicación de total flexibilidad para poder modificar las condiciones de trabajo, los porcentajes de reducción del límite del Malkin y la profundidad de pasada mínima límite que determina la finalización del ensayo. La modificación de las condiciones de trabajo permite la búsqueda de las condiciones que maximicen su rendimiento y aumenten la productividad del proceso.

Metodología de réplica entre diferentes tipos de rectificado

El carácter general de *Metodes* hace viable su uso en cualquiera de los tipos de rectificado. Sin embargo, el *set-up* experimental desarrollado en la tesis evalúa el rendimiento de las muelas en rectificado tangencial. Es por ello por lo que se ha desarrollado una metodología de réplica entre rectificadores cilíndrico y tangencial, en base a equiparar diversas variables que garantizan que el rectificado, a nivel microscópico, sea similar.

Según la metodología desarrollada, la igualación de Q' permite multitud de combinaciones de velocidad de pieza y profundidad de pasadas. No todas ellas alcanzan los requisitos demandados sobre la pieza lo que provoca un grado de incertidumbre que se debe resolver en base al conocimiento del propio proceso. De esta forma, se puede acotar la selección de la combinación de estas dos variables que validan la metodología de réplica.

La validación de la metodología se ha realizado considerando el rectificado cilíndrico de discos de turbina fabricados por ITP, ya que la limitación geométrica de las rectificadoras tangenciales hace que solo sea posible el análisis de aplicaciones de rectificado cilíndrico de piezas con un diámetro considerable.

Los discos de turbina son fabricados en Inconel 718, lo que ha permitido contrastar *Metodes* con el modelo de Madariaga en otro tipo de materiales diferentes al acero.

Por otra parte, la metodología desarrollada permite otra funcionalidad diferente a la selección de muela óptima. La equiparación de procesos permite establecer nuevas condiciones que aumenten la productividad en el proceso de rectificado cilíndrico a través de la optimización de las condiciones de trabajo.

8.2 Líneas futuras

Metodología de selección de muela óptima

El *set-up* experimental desarrollado durante la presente tesis permite la aplicación de *Metodes* en procesos de rectificado tangencial. Sin embargo, su carácter general permitiría, en principio, su aplicación en cualquier tipo de rectificado. La falta de disponibilidad de una máquina rectificadora cilíndrica con un CNC abierto deja abierta la siguiente línea de trabajo:

- Verificación directa de *Metodes* en aplicaciones de rectificado cilíndrico.

Por otra parte, además de la selección de muela más adecuada en una aplicación, otra de las funciones de *Metodes* es la optimización de las condiciones de trabajo que maximicen la productividad de una muela en concreto. Un ejemplo de esta funcionalidad se muestra en el Apartado 7.2.4. Con el fin de explotar esta capacidad de *Metodes*, se plantea la siguiente actuación:

- Realización de ensayos adicionales con el propósito de optimizar las condiciones de trabajo de una muela en aplicaciones diferentes a las consideradas en esta tesis, bajo el criterio de maximización de la productividad.

Los materiales utilizados en la validación de *Metodes* han sido tres tipos diferentes de acero e Inconel 718, sea laminado o forjado. Ello abre la siguiente línea de trabajo:

- Aplicación de *Metodes* en materiales no analizados durante la presente tesis doctoral.

La selección de la muela óptima en las aplicaciones analizadas durante la presente tesis ha considerado el aspecto económico de una manera cualitativa, debido al conocimiento de la diferencia de coste entre las muelas analizadas. El carácter general de la metodología recomienda profundizar en esta temática:

- Consideración cuantitativa del coste de las muelas en la metodología de selección de muela óptima.

Determinación de los límites de validez del modelo de Madariaga

Tomando como referencia la limitación de la potencia máxima admisible por *Metodes* al 70% de la potencia límite de Malkin, se ha seguido el mismo criterio con el modelo de Madariaga. La asunción de esta hipótesis plantea la siguiente tarea:

- Realizar un contraste experimental exhaustivo del modelo de Madariaga con el objeto de buscar la correlación entre la potencia máxima admisible por *Metodes* y la potencia límite de Madariaga, ajustando el porcentaje de una manera más precisa.

Metodología de réplica entre rectificadores

Si bien el desarrollo de la metodología de réplica entre rectificadores se sustenta en una aplicación industrial como el rectificado de discos de turbina, sería recomendable profundizar en su aplicabilidad con las siguientes tareas:

- Ampliar el número de aplicaciones de rectificado cilíndrico en las que testar la metodología desarrollada.

Por otra parte, según la metodología desarrollada, existe la posibilidad de que multitud de combinaciones de la profundidad de pasada y velocidad de avance de la pieza igualen la Q' del proceso cilíndrico. La variación de las condiciones afecta directamente a la rugosidad obtenida. Siendo esta uno de los principales requisitos a replicar, se considera necesario profundizar en la siguiente tarea:

- Analizar la rugosidad obtenida en función de la profundidad de pasada para los mismos valores de Q' y agresividad.

Monitorización del proceso de rectificado

El desarrollo del *set-up* experimental permite la obtención de las variables de salida que evalúan el rendimiento de una muela abrasiva. La monitorización y correlación de las mismas en tiempos de rectificado diferentes permitirían el establecimiento de ventanas de proceso que maximicen la productividad y eviten el daño térmico en la pieza en cualquier aplicación.

Capítulo 9

Contribuciones científicas

9. Contribuciones científicas

9.1 Artículos

An useful analytical formula to avoid thermal damage in the adaptive control of dry surface grinding, J. L. González-Santander, **R. Fernández**, G. Martín, P. J. Arrazola. International Journal of Mechanical Sciences, 2016.

Grinsel: nuevo software de selección óptima de muelas abrasivas convencionales, **R. Fernández**, P. Puerto, L. López, I. Tolosa, P.J. Arrazola, I. Gallego, XIX Congreso de Máquinas-Herramienta y Tecnologías de Fabricación, 2013.

Analysis of the behavior of grinding wheels in surface grinding, **R. Fernández**, A. Iriarte, P. Puerto, I. Gallego, P.J. Arrazola, 4th Manufacturing Engineering Society International Conference, 2011.

A comparison of techniques to measure the wear flat area of conventional and superabrasive grinding wheels, Puerto, P., Kirsch, B., Madariaga, J., **Fernández, R.**, Aurich, J. C., Gallego, I, Journal of Tribology, 2015.

Evolution of the roughness and its relationship with the radial wear of the grinding wheels during the dressing cycle, P. Puerto, **R. Fernández**, J. Madariaga, J. Arana, I. Gallego, 2013.

Modeling and industrial applications: a case study on grinding, D. Barrenetxea, J.I. Marquinez, J. Álvarez, A. Mendikute, J. Madariaga, **R. Fernández**, I. Gallego, 12th CIRP Conference on Modelling of Machining Operation, 2012.

9.2 Patentes

Sistema de evaluación para una herramienta de rectificado, y método para evaluar el estado de una herramienta de rectificado, P. Puerto, J. Madariaga, **R. Fernández**, I. Gallego, B24B 49/12, 2014.

Capítulo 10

Bibliografía

10. Bibliografía

- Abrasivos Norton, (2016), *Información técnica*, www.nortonabrasivos.es/documentos/biblioteca/archivo_54.pdf.
- ANSI Standard B74.13 (1977), *Markings for Identifying Grinding Wheels and Other Bonded Abrasives*.
- ANSI Standard B74.8 (1987), *Ball Mill Test for Friability of Abrasive Grain*.
- Aurich, J.C. et al. (2008), *Modelling and Simulation of Process: Machine Interaction in Grinding*, *Production Engineering: Research and Development*, vol. 3, pp. 111-120.
- Bacher, W.R. & Merchant, M.E. (1958), *On the Basics Mechanics of the Grinding Process*, *Transactions ASME*, vol. 80, pp. 141.
- Badger, J.A. (2008), *Practical Application of Aggressiveness and Chip Thickness in Grinding*, *CIRP Annals - 3rd International Conference High Performance Cutting*, pp. 599-606.
- Badger, J.A. (2010), *The Book of Grinding by The Grinding Doc*, Technical documentation of the High Intensity Grinding Course.
- Badger, J.A. (2009), *Factors Affecting Wheel Collapse in Grinding*, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 58, no. 1, pp. 307-310.
- Belza, M. (2010), *Adecuación del Control Fagor 8070 a la Medición de Potencias In Situ en el Rectificado*, Proyecto Fin de Carrera, Mondragon Unibertsitatea.
- Beristain, J. (2007), *Desarrollo de un Software de Puesta a Punto del Rectificado Sin Centros*, Proyecto Fin de Carrera, Mondragon Unibertsitatea.
- Boticcini (2007), *Rectificado, Desbaste y Tronzado*, Librería y Editorial Alsina, Argentina.
- Brecker, J.N. et al. (1973), *Evaluation of Unbonded Abrasive Grains*, *Annals of the CIRP*, vol. 22, no. 2, pp. 219-225.
- Brinksmeier, E. & Werner, F. (1992), *Monitoring of Grinding Wheel Wear*, *Annals of the CIRP*, vol. 41, no. 1, pp. 373-376.
- Cadwell, D.E. & Duwell, E.J. (1960), *Evaluating Resistance of Abrasive Grits to Comminution*, *American Ceramic Society Bulletin*, vol. 39, pp. 663-667.
- Chiu, N. & Malkin, S. (1993), *Computer Simulation for Cylindrical Plunge Grinding*, *CIRP Annals*, vol. 42, pp. 383-387.
- Cooley, B.A. & Juchem, H.O. (1988), *Vitrified Bond Wheels Improve Automated Grinding*, *Cutting Tool Engineering*, vol. 40, no. 2, pp. 4.
- Crisp, J.N. (1968), *Transient Thermal Effects in Surface Grinding*, PhD Thesis, Carnegie-Mellon University.
- DesRuisseaux, N.R. (1968), *Thermal Aspects of Grinding Processes*, PhD Thesis, University of Cincinnati.
- DesRuisseaux, N.R. & Zerkle, R.D. (1970), *Thermal Analysis of the Grinding Process*, *Journal of Engineering for Industry, Trans. ASME*, vol. 92, pp. 428-434.
- DeVries (1991), *Analysis of Material Removal Processes*, Springer-Verlag, New York (USA).

- Doman, D.A. et al. (2006), *A Survey of Recent Grinding Wheel Topography Models*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 46, no. 3, pp. 343-352.
- Drazumeric, R. et al. (2014), *Thermal Aspects and Grinding Aggressiveness in View Of Optimizing High-Performance Grinding Operations in The Automotive Industry*, ASME International Manufacturing Science and Engineering Conference.
- East, W.R. (1988), *Developments in Abrasive Products*, Foundry Management & Technology, vol. 116, no. 8, pp. 4.
- Fan, K.C. et al. (2002), *On-Line Non-Contact System for Grinding Wheel Wear Measurement*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 19, no. 1, pp. 14-22.
- Fielding, E.R. & Vickerstaff, T.J. (1986), *The Prediction of Grinding Forces in Cylindrical Plunge Grinding*, International Journal of Production Research, vol. 24, no. 1, pp. 167.
- Fukuda, T. (2003), *Correct Selection of Superabrasive Wheels*, Industrial Diamond Review, vol. 63, no. 2, pp. 19-23.
- González-Santander, J.L. et al. (2016), *A Useful Analytical Formula to Avoid Thermal Damage in the Adaptive Control of Dry Surface Grinding*, International Journal of Mechanical Sciences, vol. 117, pp. 152-161.
- Gopal, A.V. & Rao, P.V. (2004), *A New Chip-Thickness Model for Performance Assessment of Silicon Carbide Grinding*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 24, pp. 816-820.
- Groover (2007), *Fundamentos de Manufactura Moderna: Materiales, Procesos y Sistemas*, McGraw Hill, Mexico DF.
- Guo, C. & Malkin, S. (1995), *Energy Partition to the Workpiece for Grinding With Aluminum Oxide and CBN Abrasive Wheels*, ASME Journal of Engineering for Industry, vol. 117, pp. 160-168.
- Guo, C. & Malkin, S. (1992), *Experimental Measurement of Fluid Flow Through the Grinding Zone*, Journal of Engineering for Industry, vol. 114, no. 1, pp. 61-66.
- Hahn, R.S. & Lindsay, R.P. (1971), *Principles of Grinding 2. Metal Removal Parameter*, Machinery Magazine, vol. 77, no. 8, pp. 33.
- Handigund, P.B. & Miller, M.H. (2001), *Abrasive Wear and Forces in Grinding of Silicon Carbide*, Proceedings of the American Society for Precision Engineering (ASPE) Annual Meeting, , pp. 413-416.
- Hecker, R.L. (2002), *Part Surface Roughness Modelling and Process Optimal Control of Cylindrical Grinding*, PhD Thesis, Georgia Institute of Technology.
- Hodges, K. (1986), *Selecting Abrasive Wheels for Cylindrical Grinding*, Foundry Trade Journal, vol. 160, no. 3332, pp. 150,152.
- Isenberg, J. & Malkin, S. (1975), *Effects of Variable Thermal Properties on Moving-Band-Source Temperatures*, Journal of Engineering for Industry, vol. 97, no. 3, pp. 1074-1078.
- Jackson, M.J. et al. (2001), *Materials Selection Applied to Vitriified Corundum Grinding Wheels*, British Ceramic Transactions, vol. 100, no. 5, pp. 229-236.
- Jaeger, J.C. (1942), *Moving Heat and the Temperature at Sliding Contact*, Proceedings of the Royal Society of New South Wales, vol. 76, pp. 203.

- Klocke, F. et al. (2016), *Modelling of the Grinding Wheel Structure Depending on the Volumetric Composition*, *Procedia CIRP*, vol. 46, pp. 276-280.
- Klocke, F. et al. (2015), *Abrasive Machining of Advanced Aerospace Alloys and Composites*, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 64, no. 2, pp. 581-604.
- Kovach, J.A. & Malkin, S. (1988), *Thermally Induced Grinding Damage in Superalloy Materials*, *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, vol. 37, no. 1, pp. 309-313.
- Krar (1995), *Grinding Technology*, Delmar Publishers, Albany (USA).
- Kwak, J.S. & Ha, M.K. (2002), *Evaluation of Wheel Life by Grinding Ratio and Static Force*, *KSME International Journal*, vol. 16, no. 9, pp. 1072-1077.
- Lee, D.G. (1971), *An Experimental Study of Thermal Aspects of Grinding*, PhD Thesis, University of Cincinnati.
- Lefebvre, A. et al. (2008), *Experimental Analysis of Temperature in Grinding at the Global and Local Scales*, *Machining Science and Technology*, vol. 12, no. 1, pp. 1-14.
- Lefebvre, A. et al. (2006), *Numerical Analysis of Grinding Temperature Measurement by the Foil/Workpiece Thermocouple Method*, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 46, no. 14, pp. 1716-1726.
- Li, Y. et al. (1997), *An Intelligent System for Selection of Grinding Wheels*, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B (Journal of Engineering Manufacture)*, vol. 211, pp. 635-41.
- Li, Y.Y. & Chen, Y. (1989), *Simulation of Surface Grinding*, *Journal of Engineering Materials and Technology*, vol. 111, no. 1, pp. 46-53.
- Liverton, J. et al. (1993), *Adaptive Control of Cylindrical Grinding-From Development to Commercialization*, *Proceedings of Society of Manufacturing Engineers*, no. Paper Mr93-370.
- Madariaga, J. (2009), *Modelos Predictivos para el Control del Dañado Térmico y de las Inestabilidades de Origen Tribológico en Procesos de Rectificado*, Tesis Doctoral, Mondragon Unibertsitatea.
- Maksimović, K. (2011), *Initial Fatigue Life Estimation in Aero Engine Discs*, *Scientific Technical Review*, vol. 61, no. 1, pp. 25-30.
- Malkin, S. (1984), *In-Process Control of Thermal Damage During Grinding*, *Proceedings of Society of Manufacturing Engineers*, Paper no. MR84-532.
- Malkin, S. (1968), *The Attritious and Fracture Wear of Grinding Wheels*, PhD Thesis, Massachusetts Institute of Technology.
- Malkin, S. & Anderson, R.B. (1974), *Thermal Aspects of Grinding, Part 1 - Energy Partiton*, *Journal of engineering for industry*, vol. 96, pp. 1177-1183.
- Malkin & Guo (2008), *Grinding Technology: Theory and Applications of Machining with Abrasives*, Industrial Press, New York (USA).
- Malkin, S. & Lenz, E. (1978), *Burning Limit for Surface and Cylindrical Grinding of Steels*, *Annals of the CIRP*, vol. 27, no. 1, pp. 233-236.
- Malm, B. (1981), *A Technical Approach to Grinding Wheel Selection*, *Iron and Steel International*, vol. 54, no. 3, pp. 149.

- Mamalis, A.G. et al. (2003), *Thermal Modelling of Surface Grinding Using Implicit Finite Element Techniques*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 21, no. 12, pp. 929-934.
- Marinescu et al. (2007), *Handbook of Machining with Grinding Wheels*, CRC Press Taylor & Francis Group, Boca Raton (USA).
- Marinescu & Rowe (2004), *Tribology of Abrasive Machining Processes*, William Andrew Publishing, Norwich (USA).
- Matsumoto, Y. et al. (1984), *Residual Stress in the Machined Surface of Hardened Steel*, High speed machining, pp. 193-204.
- Matumori, N. et al. (1993), *Decision of Five Factors of Wheel Using Fuzzy Rule-Based Technology - Study on Automated Design of Grinding Wheel (3rd Report)*, Seimitsu Kogaku Kaishi/Journal of the Japan Society for Precision Engineering, vol. 59, no. 8, pp. 1263-1268.
- Metabo, C. (2002), *Tips for Selecting Abrasive Wheels*, Welding Journal, vol. 81, no. 5, pp. 33-34.
- Metalworking, P. (1997), *Grinding Wheel Selection*, Metalworking Production, vol. 141, no. 6, pp. 53.
- Midha, P.S. et al. (1991), *Optimum Selection of Grinding Parameters Using Process Modelling and Knowledge Based System Approach*, 7th International Conference on Computer-aided Production Engineering.
- M'Saoubi, R. et al. (2015), *High Performance Cutting of Advanced Aerospace Alloys and Composite Materials*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, vol. 64, no. 2, pp. 557-580.
- Nadolny, K. et al. (2010), *Application of Computer Modeling and Simulation for Designing of Grinding Wheels with Zone-Diversified Structure*, Management and Production Engineering Review, vol. 1, pp. 38-45.
- Nakajima, T. (1978), *New Standard for Proper Selection of Grinding Wheels in Plunge Grinding Operation*, Annals of the CIRP, vol. 27, no. 1, pp. 249-253.
- Norton (1970), *Practical Method of Selecting Grinding Wheels for Tool Steels*, Norton Company, Grits and Grinds.
- Parenti, P. et al. (2016), *Model-Based Adaptive Process Control for Surface Finish Improvement in Traverse Grinding*, Mechatronics, vol. 36, pp. 97-111.
- Peklenik, J. et al. (1964), *Comparison of Static and Dynamic Hardness of Grinding Wheels*, Journal of Engineering for Industry, Trans. ASME, vol. 86, pp. 294-298.
- Pelaez (1993), *Máquinas Herramienta Auxiliares*, Cedel, Barcelona (ES).
- Peters, J. et al. (1978), *Residual Stresses in Grinding*, Annals of the CIRP, vol. 27, pp. 201-215.
- Peters, J. & Vansevenant, E. (1983), *A Thermal Model Covering Pendulum Grinding and Creep Feed Grinding*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, vol. 32, no. 1, pp. 491-494.
- Pombo, I. et al. (2010), *Por un Rectificado Ecológico*, IMHE: Información de máquinas-herramienta, equipos y accesorios, no. 412, pp. 20-28 .

- Puerto, P. (2013), *Desarrollo de Sistemas de Control Inteligente para Incrementar la Productividad de Procesos de Rectificado y Asegurar la Integridad Superficial de la Pieza*, Tesis Doctoral, Mondragon Unibertsitatea.
- Puerto et al. (2014), *Sistema de evaluación para una herramienta de rectificado, y método para evaluar el estado de una herramienta de rectificado*, Patente: ES 2 423 240 B1 ednEspaña.
- Rooney, G.G. (1985), *Selection of wheels for modern JIG grinding*, Carbide and Tool Journal, vol. 17, no. 2, pp. 2-4.
- Rooney, G.G. (1984), *Chossing wheels for today's JIG grinding*, Machine and Tool Blue Book, vol. 79, no. 10, pp. 102-106.
- Rosenthal, D. (1946), *The theory of moving sources of heat and its application to metal treatments*, Transactions of the ASME, pp. 849.
- Rowe, W.B. (2009), *Principles of modern grinding technology*, 1st edn, William Andrew, Burlington (USA).
- Rowe, W.B. et al. (1988), *Avoidance of thermal damage in grinding and prediction of the damage threshold*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, vol. 37, no. 1, pp. 327-330.
- Saint-Gobain Ceramic Abrasives, (2008), *Certificado de propiedades y características de la alúmina monocristalina MONO ABRAX-88®*, Ficha técnica de producto.
- Sauer, W.J. (1972), *Thermal aspects of surface grinding*, Proceedings of the International Grinding Conference, pp. 391-411.
- Sepúlveda, E. (1981), *Mechanical properties of conventional grinding wheel materials*, 7th Inter-American Conference in Materials/Technology, pp. 439-445.
- Shaw, M.C. 1996, *Principles of abrasive processing*, Oxford University Press Inc., New York.
- Shaw, M.C. (1994), *A production engineering approach to grinding temperatures*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 44, no. 3-4, pp. 159-169.
- Shore, P. et al. (2004), *A standard grinding wheel assessment method to support a sophisticated grinding knowledge based system*, Key Engineering Materials, vol. 257-258, pp. 285-90.
- Smits, C. (2003), *A Grinding principles and practice (A Machining Xcellence™ Course)*, TechSolve, Cincinnati (USA).
- Snoeys, R. & Peters, J. (1974), *The significance of chip thickness in grinding*, CIRP annals, vol. 23, no. 2, pp. 227.
- Statham, C.G. 1999, *An open CNC interface for intelligent control of grinding*, PhD Thesis, Liverpool John Moores University.
- Stier, H. (1988), *The rewards and demands of hard-part turning*, Modern Machani Shop, vol. 60, no. 11, pp. 88-94.
- Su, J.C. & Tarng, Y.S. (2006), *Measuring wear of the grinding wheel using machine vision*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 31(1-2), pp. 50-60.
- Takazawa, K. (1966), *Effects of Grinding Variables on the Surface of Hardened Steel*, Bulletin of the Japan Society of Precision Engineering, vol. 2.

- Tarasov, L.P. & Littmann, W.E. (1968), *The Nature of Abrasive Processes Surface*, ASTM Paper MR-68-517.
- Tawakoli, T. et al. (2010), *Influence of Oil Mist Parameters on Minimum Quantity Lubrication (MQL) Grinding Process*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 50, no. 6, pp. 521-531.
- Tönshoff, H.K. et al. (1995), *Hard Turning Influences on the Workpiece Properties*, Transactions - North American Manufacturing Research Institution of SME, , pp. 215-220.
- Torrance, A.A. (2004), *Wear of Grinding Wheels – Software for their selection*, Proceedings 21st International Manufacturing Conference, pp. 305-311.
- Treibacher Schleifmittel (1996), *Certificado de propiedades y características de la alúmina regular ALODUR® RBT9*, Ficha técnica del producto.
- Tso, P. (1995), *Study on the grinding of Inconel 718*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 55, no. 3, pp. 421-426.
- Ulutan, D. & Ozel, T. (2011), *Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 51, no. 3, pp. 250-280.
- Vansevenant, E. & Peters, J. (1987), *An improved mathematical model to predict residual stresses in surface plunge grinding*, CIRP Annals-Manufacturing Technology, vol. 36, no. 1, pp. 413-416.
- Vyas, A. & Shaw, M.C. (2000), *The Significance of the White Layer in a Hard Turned Steel Chip*, Machining Science and Technology, vol. 4, no. 1, pp. 169-175.
- Wager, J. & Gu, D. (1991), *Influence of Up-Grinding and Down-Grinding on the Contact Zone*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, vol. 40, no. 1, pp. 323-326.
- Wang, W.S. et al. (2009), *Modeling of Virtual Grinding Wheel and its Grinding Simulation*, Key Engineering Materials, vol. 416, pp. 216-222.
- Webster, J. et al. (1994), *Acoustic Emission for Process Control and Monitoring of Surface Integrity during Grinding*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, vol. 43, no. 1, pp. 299-304.
- Wena, X.M. et al. (1992), *Micro-Computer-Based Optimization of the Surface Grinding Process*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 29, pp. 75-90.
- Williams, R.E. (1993), *Investigation of the Abrasive Flow Machining Process and Development of a Monitoring Strategy Using Acoustic Emission*, PhD Thesis, The University of Nebraska.
- Wilson, J.V. (1997), *What You Should Know About Grinding Wheels*, Manufacturing Engineering, vol. 78, no. 6, pp. 40-44.
- Young, H.T. & Chen, D.J. (2006), *Online Dressing of Profile Grinding Wheels*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 27(9-10), pp. 883-888.
- Zahedi, A. & Azarhoushang, B. (2016), *FEM Based Modeling of Cylindrical Grinding Process Incorporating Wheel Topography Measurement*, Procedia CIRP, vol. 46, pp. 201-204.

- Zhang, X. et al. (2015), *Modeling of a Virtual Grinding Wheel Based On Random Distribution of Multi-Grains and Simulation of Machine-Process Interaction*, Journal of Zhejiang University Science A, vol. 16, no. 11, pp. 874-884.
- Zhu, C.B. et al. (1992), *Development of a Knowledge Based Abrasive Wheel Selection System Using a Proprietary Expert System Shell*, Proc. 4th Int. Congress on Condition, pp. 318-325.

