

# TESIS DOCTORAL

“METODOLOGÍA PARA EL CONTROL DEL TEMPLE Y EL ACABADO  
DE COMPONENTES DE PRECISIÓN ENDURECIDOS MEDIANTE  
GRIND-HARDENING”

*Presentada por*

D. Unai Alonso Pinillos

*En el*

Dpto. de Ingeniería Mecánica

*Para la obtención del grado de*

Doctor Ingeniero Industrial

*Dirigida por*

Dra. Naiara Ortega Rodríguez

Bilbao, Mayo 2015



*El viaje de mil millas comienza con un primer paso*

*Lao-Tsé*



## Agradecimientos

*Me gustaría aprovechar estas líneas para dar las gracias a todas las personas que me han acompañado durante la realización de esta Tesis ya que, sin su ayuda, no hubiera sido posible llegar hasta aquí.*

*En primer lugar, quisiera dar las gracias a mi directora de Tesis, no sólo por ofrecerme la oportunidad de emprender este camino, sino también por los numerosos ratos y consejos compartidos durante estos años, muchas gracias Naiara. Así mismo, también me gustaría dar las gracias a Jose Antonio e Iñigo por seguir de cerca todo este largo proceso y por sus importantes lecciones. Mención especial merece Edu. Gracias por todos esos “segundos” compartidos durante estos años y por estar ahí siempre dispuesto a echarme una mano en todo. Así mismo, me gustaría agradecer el tiempo y esfuerzo dedicado por los diferentes alumnos que me han ayudado a pie de máquina: Josu, Diego, Silvia, Saioa, Itxaso, Lidia, Estelle, Raquel y Joseba. Vuestro apoyo ha sido fundamental.*

*No me puedo olvidar de todos los compañeros del taller que han estado cerca de mí durante estos años: Adrián, Amaia, Izaro, Asier, Rubén, Silvia, Iván, Gorka, Endika, Iker, Rober o Alvaro. Gracias por todos los buenos ratos que me habéis dado y por estar siempre dispuestos a dejar lo que teníais entre manos para echarme un cable.*

*Así mismo, quiero acordarme también de las personas que hacen que el taller funcione día a día: Joxe, Ruben, Iñigo... gracias por aguantarme y por poner siempre una sonrisa. Una mención especial se merece Eduardo Sasía pues de él aprendí que para que un taller funcione, éste debe ser como una gran familia. Me gustaría agradecer también el apoyo de todos los profesores del Grupo de Fabricación de Alto Rendimiento que tanto se han interesado por mi trabajo: Berti, Aitzol, Soraya, Borja, Ainhoa, Jose Luis... de vosotros he aprendido más de lo que os imagináis.*

*He de agradecer también al Departamento de Ingeniería Mecánica de la UPV/EHU la oportunidad que me ha dado de desarrollar mi labor no sólo como investigador, sino también cómo docente. En especial me gustaría dar las gracias a todos los que formáis parte de la sección departamental de la EUI de Vitoria-Gasteiz (Juan, Joseba, Gonzalo, Patxi, Igor, Vanessa, Joseba y Ana).*

*También quisiera dar las gracias a todos aquellos que despertaron en mí el interés por seguir aprendiendo. Gracias a mi aítite Lute por enseñarme a sumar y a restar y por ser siempre un ejemplo para mí. Gracias Pedro por transmitirme tu pasión por la ciencia. Gracias Gustavo por enseñarme lo importante que es preparar bien un ensayo. Gracias Verónica por mostrarme que las matemáticas pueden ser fáciles y gracias también por tu tiempo y tus consejos.*

*Por su puesto, en esta tesis también han aportado su granito de arena todas las personas con las que tengo la suerte de compartir el día a día. Gracias a mi familia por animarme en los momentos más difíciles y por hacerme sentir cada día como si estuviera de vacaciones. Un reconocimiento muy especial se merecen mis padres Puy y Jesús pues sin su esfuerzo no estaría escribiendo estas líneas. Gracias también a mis amigos. A los que estáis cerca y a los que estáis lejos. Y también gracias a ti, Nekane. Gracias por estar siempre a mi lado, por tu amor incondicional y porque sabes que esta tesis no hubiera sido posible sin ti.*

*Eskerrik asko guztioi*



---

## ÍNDICE

---



# ÍNDICE

<b>ÍNDICE .....</b>	<b>i</b>
<b>NOMENCLATURA .....</b>	<b>iv</b>
<b>ÍNDICE DE FIGURAS .....</b>	<b>vii</b>
<b>ÍNDICE DE TABLAS .....</b>	<b>xv</b>
<b>CAPITULO I: INTRODUCCIÓN .....</b>	<b>1</b>
I.1. INTRODUCCIÓN.....	3
I.2. OBJETIVOS DE LA TESIS .....	7
I.3. ORGANIZACIÓN DE LA MEMORIA.....	8
<b>CAPITULO II: REVISIÓN DEL ESTADO DEL ARTE .....</b>	<b>11</b>
II.1. INTRODUCCIÓN.....	13
II.2. FUNDAMENTOS DEL PROCESO DE RECTIFICADO .....	15
II.2.1. Tipos de operaciones de rectificado.....	15
II.2.2. Variantes del proceso de rectificado plano .....	17
II.2.3. El proceso de corte en rectificado .....	19
II.2.4. Fuerzas y parámetros energéticos en rectificado.....	26
II.2.5. La influencia del fluido de corte en rectificado .....	36
II.3. EL PROBLEMA TÉRMICO EN RECTIFICADO.....	39
II.3.1. Daños térmicos en piezas rectificadas.....	39
II.3.2. Modelización térmica del proceso de rectificado .....	42
II.4. TRATAMIENTOS TÉRMICOS DE ENDURECIMIENTO SUPERFICIAL.....	68
II.4.1. La evolución de la microestructura del material durante los procesos de temple superficial .....	69
II.4.2. Tecnologías industriales para llevar de temple superficial.....	73
II.4.3. Metodologías para la determinación de la profundidad de capa endurecida .....	79
II.4.4. Predicción de la dureza del material tras el temple. ....	85
II.5. EL PROCESO DE GRIND-HARDENING .....	92
II.5.1 Introducción .....	92

II.5.2. Influencia de los parámetros de mecanizado en la profundidad de capa endurecida .....	95
II.5.3. Influencia de las características de la muela en la profundidad de capa endurecida .....	101
II.5.4. El proceso de grind-hardening en rectificado cilíndrico .....	108
II.5.5. Integridad superficial de piezas endurecidas mediante grind-hardening .....	113
II.5.6. Precisión dimensional de la pieza tras el endurecimiento de piezas planas mediante grind-hardening .....	124
II.5.6 Modelización del proceso de grind-hardening .....	126
II.6. RESUMEN Y CONCLUSIONES .....	134
<b>CAPITULO III: PROPUESTA DE UNA NUEVA METODOLOGÍA PARA LA PREDICCIÓN DE LA PROFUNDIDAD DE CAPA ENDURECIDA EN EL PROCESO DE GRIND-HARDENING .....</b>	<b>139</b>
III.1. INTRODUCCIÓN .....	141
III.2. PREDICCIÓN DE LA PROFUNDIDAD DE CAPA ENDURECIDA DURANTE EL PROCESO DE GRIND-HARDENING I: APLICACIÓN AL RECTIFICADO PLANO .....	142
III.2.1. Metodología experimental .....	142
III.2.2. Estudio experimental de la relación $E''_c$ -HPD durante el proceso de grind-hardening .....	156
III.2.3. Estimación de la profundidad de capa endurecida mediante el método de ruido Barkhausen. ....	174
III.3. PREDICCIÓN DE LA PROFUNDIDAD DE CAPA ENDURECIDA DURANTE EL PROCESO DE GRIND-HARDENING II: APLICACIÓN AL RECTIFICADO CILÍNDRICO A TRAVÉS .....	176
III.3.1. Metodología experimental .....	176
III.3.2. Estudio de la influencia del desgaste de la muela. ....	181
III.3.3. Estimación de la profundidad de capa endurecida .....	188
III.4. CONCLUSIONES .....	192
<b>CAPITULO IV: ESTUDIO EXPERIMENTAL DEL EFECTO DEL REVENIDO DURANTE EL ACABADO DE PIEZAS ENDURECIDAS MEDIANTE GRIND-HARDENING .....</b>	<b>195</b>
IV.1. INTRODUCCIÓN .....	197
IV.2. METODOLOGÍA EXPERIMENTAL .....	199
IV.3. DISCUSIÓN DE RESULTADOS .....	206
IV.4. CONCLUSIONES .....	211

---

<b>CAPITULO V: MODELIZACIÓN TÉRMICA DEL PROCESO DE GRIND-HARDENING .....</b>	<b>213</b>
V.1. INTRODUCCIÓN .....	215
V.2. MODELIZACIÓN DEL PROCESO DE GRIND-HARDENING .....	217
V.2.1. Definición del modelo .....	217
V.2.2. Calibración del modelo.....	235
V.2.1.Validación del modelo.....	239
V.3. MODELIZACIÓN DEL PROCESO DE REVENIDO DURANTE EL RECTIFICADO DE PIEZAS ENDURECIDAS MEDIANTE GRIN-HARDENING. ....	242
V.3.1. Definición del modelo .....	242
V.3.2. Calibración del modelo.....	245
V.3.3. Validación del modelo.....	248
V.4. CONCLUSIONES.....	249
<b>CAPITULO VI: APORTACIONES Y LINEAS FUTURAS.....</b>	<b>251</b>
VI.I.INTRODUCCIÓN .....	253
VI.2. APORTACIONES.....	254
VI.3. LINEAS FUTURAS.....	258
<b>BIBLIOGRAFÍA .....</b>	<b>259</b>

**NOMENCLATURA**

<b>Símbolo</b>	<b>Unidades</b>	<b>Descripción</b>
$a_e$	mm	Profundidad de pasada
$a_p$	mm	Profundidad de pasada axial
$b_s$	mm	Anchura de muela comprometida en el corte
$C$	$\text{mm}^{-2}$	Número de filamentos de corte activos por unidad de área
$c$	(-)	Fración de carbono del acero
$c_{p,w}$	$\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$	Calor específico del material de la pieza
$d_s$	mm	Diámetro de la muela
$E$	Pa	Modulo de Young
$E''_c$	$\text{J/mm}^2$	Energía consumida por unidad de área
$e_c$	$\text{J/mm}^3$	Energía específica
$e_{ch}$	$\text{J/mm}^3$	Energía específica consumida en la etapa de corte
$e_{pl}$	$\text{J/mm}^3$	Energía específica consumida en la etapa de <i>ploughing</i>
$e_{sl}$	$\text{J/mm}^3$	Energía específica consumida en la etapa de rozamiento
$F'_n$	N/mm	Fuerza normal específica
$F_n$	N	Fuerza normal
$F'_t$	N/mm	Fuerza tangencial específica
$F_t$	N	Fuerza tangencial
$f$	Hz	Frecuencia de la señal eléctrica
$H$	HV/HRC	Dureza del material
$H_q$	HV/HRC	Dureza de la martensita completamente revenida
$H_v$	HV/HRC	Dureza de la martensita sin revenir
$h$	$\text{W m}^{-2} \text{°C}^{-1}$	Coefficiente de convección
$h_{cu,max}$	nm	Espesor máximo de viruta
$h_{eq}$	nm	Espesor de viruta equivalente
$K$	$\text{mm}^{-1}$	Número de granos activos a lo largo del perímetro de la muela
$k_e$	$\Omega^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$	Conductividad eléctrica
$k_w$	$\text{W m}^{-1} \text{°C}^{-1}$	Conductividad térmica del material de la pieza
$L$	$\mu\text{m}$	Espaciado entre granos
$L_w$	mm	Longitud de la pieza en la dirección de avance
$l_g$	mm	Longitud de contacto geométrica
$l_c$	mm	Longitud de contacto real
$M_s$	°C	Temperatura de inicio de la transformación martensítica
$M_f$	°C	Temperatura de fin de la transformación martensítica
$Nu$	(-)	Número adimensional de Nusselt
$n_s$	rad/s	Velocidad angular de la muela
$iv$		

$P_c$	W	Potencia de corte
$P''_c$	W/mm <sup>2</sup>	Potencia de corte consumida por unidad de área
$P_G$	(-)	Parámetro TTG
$P_R$	(-)	Parámetro TTG propuesto por Reti et al. [Ret10]
$Pe$	(-)	Número adimensional de Peclet
$P_{HJ}$	(-)	Parámetro de Hollomon-Jaffe
$Pr$	(-)	Número adimensional de Prandtl
$Q_A$	kJ/mol	Energía de activación
$Q_w$	mm <sup>3</sup> /s	Caudal de viruta
$Q'_w$	mm <sup>3</sup> /(mm·s)	Caudal específico de viruta
$\dot{Q}_t$	W	Calor generado en la zona de contacto por unidad de tiempo
$\dot{q}_t$	W/mm <sup>2</sup>	Flujo de calor evacuado por unidad de tiempo hacia la viruta
$\dot{q}_{ch}$	W/mm <sup>2</sup>	Flujo de calor evacuado por unidad de tiempo hacia la viruta
$\dot{q}_{conv}$	W/mm <sup>2</sup>	Flujo de calor evacuado por unidad de tiempo por convección
$\dot{q}_f$	W/mm <sup>2</sup>	Flujo de calor evacuado por el fluido de corte
$\dot{q}_w$	W/mm <sup>2</sup>	Flujo de calor evacuado por unidad de tiempo hacia la pieza
$\dot{q}_{w,ch}$	W/mm <sup>2</sup>	Flujo de calor evacuado por unidad de tiempo hacia el conjunto de la pieza y la viruta
$\dot{q}_s$	W/mm <sup>2</sup>	Flujo de calor evacuado por unidad de tiempo hacia la viruta
$\dot{q}_t$	W/mm <sup>2</sup>	Flujo de calor evacuado por unidad de tiempo hacia la viruta
$R_a$	μm	Rugosidad media
$R$	J/mol °C	Constante universal de gases ideales
$R_{ch}$	(-)	Fracción de calor evacuada hacia la viruta
$R_{conv}$	(-)	Fracción de calor evacuada por convección
$R_f$	(-)	Fracción de calor evacuado por el fluido de corte
$R_w$	(-)	Fracción de calor evacuada hacia la pieza
$R_{w,ch}$	(-)	Fracción de calor evacuada hacia el conjunto de la pieza y la viruta
$R_s$	(-)	Fracción de calor evacuada hacia la muela
$Re$	(-)	Número adimensional de Reynolds
$s$	μm	Avance por grano
$T_0$	°C	Temperatura inicial de la pieza
$T_{AC1}$	°C	Temperatura de inicio del proceso de austenización
$T_{AC3}$	°C	Temperatura de fin del proceso de austenización
$T_\infty$	°C	Temperatura ambiental
$T$	°C	Temperatura
$t$	s	Tiempo
$U_d$	(-)	Overlap ratio
$V'_w$	mm <sup>3</sup> /mm	Volumen específico de material eliminado

## Nomenclatura

---

$v_c$	m/s	Velocidad de corte
$v_w$	mm/s	Velocidad tangencial de la pieza
$v_f$	mm/min	Velocidad de avance
$v_s$	m/s	Velocidad de giro de la muela
$w$	mm	Distancia al vértice de entrada de la muela en la pieza
$\Delta H$	J/kg	Entalpía de cambio de fase durante el proceso de austenización
$\alpha_w$	m <sup>2</sup> /s	Difusividad térmica del material de la pieza
$\Delta t_w$	s	Intervalo de tiempo en el que la muela se encuentra en contacto con la pieza
$\Delta t$	s	Tamaño de paso
$\sigma$	Pa	Tensión
$\zeta_{air}$	kg s <sup>-1</sup> m <sup>-1</sup>	Viscosidad cinemática del aire
$\nu$	(-)	Coefficiente de Poisson
$\mu$	(-)	Ratio de fuerzas
$\mu_m$	H·m <sup>-1</sup>	Permeabilidad magnética
$\rho_w$	kg m <sup>-3</sup>	Densidad del material de la pieza
$\theta$	°	Ángulo de contacto
$\varphi_a$	(-)	Fracción de fase austenítica
$\varphi_{eq}$	(-)	Fracción de fase austenítica en el equilibrio
$\varphi_m$	(-)	Fracción de fase martensítica
$\varphi_{m,r}$	(-)	Fracción de fase martensítica revenida

## Abreviaturas:

CBN	Nitruro de boro cúbico
CE	Carbono equivalente
HEDG	High Efficiency Deep Grinding
HPD	Profundidad de capa endurecida
HRC	Dureza en escala Rockwell C
HV	Dureza en escala Vickers
RMS	Valor medio cuadrático
SEM	Microscopía electrónica de barrido
TEC	Transformación por Enfriamiento Continuo
THE	Temple por Haz de Electrones
TTA	Tiempo Temperatura Austenización
TTI	Tiempo Temperatura Isothermo
TTG	Tiempo Temperatura Generalizado

## ÍNDICE DE FIGURAS

Fig. 1 Ejemplos de piezas que requieren de una operación de rectificado.....	3
Fig.2 Proceso de fabricación convencional y proceso de fabricación mediante grind-hardening. ....	4
Fig. 3 Temple laser y temple mediante grind-hardening (fuente de la imagen (b) DMG/Mori Seiki). ....	5
Fig. 4 Número de artículos de investigación que han citado a lo largo de los últimos 20 años el término “grind-hardening” (según la Web of Knowledge).....	6
Fig. 5 Representación esquemática del proceso de rectificado.....	13
Fig. 6 Tipos de operaciones de rectificado. Adaptado de norma DIN 8589. ....	15
Fig. 7. Rectificado de una superficie plana (fuente Holtey) .....	16
Fig. 8. Rectificadora cilíndrica DANOBAT WT series. Fuente Danobat.S. Coop.....	16
Fig. 9. Comparación de las distintas variantes de rectificado plano (adaptada de [Wil08]). .	18
Fig. 10. Etapas durante el proceso de corte de un grano según la teoría de Hahn. Adaptado de [And11].....	19
Fig. 11. Analogía con el proceso de micro-fresado .....	20
Fig. 12. Trayectoria de corte de dos granos consecutivos .....	21
Fig. 13. Representación gráfica simplificada del espesor de viruta .....	21
Fig. 14. Representación simplificada de la sección transversal de la viruta.....	23
Fig. 15. Definición de la longitud de contacto geométrica.....	24
Fig. 16. Fuerzas de rectificado en el rectificado plano en penetración.....	27
Fig. 17 Influencia del espesor de viruta equivalente en el ratio de fuerzas [Gar14b].....	28
Fig. 18 Efecto de la variación de la velocidad de avance y la profundidad de pasada en el espesor de viruta.....	29
Fig. 19. Relación entre la fuerza normal y el caudal de viruta en el estudio de Lindsey [Lin86]. ....	30
Fig. 20. Variación de la energía específica de corte con el espesor de viruta equivalente. ...	32
Fig. 21 Representación esquemática de la relación entre la Ec. 31 y el inicio del proceso de revenido. ....	34
Fig. 22. Evolución de las tensiones residuales con el aumento de la energía por unidad de área [Bri91].....	35
Fig. 23. Evolución de la proporción de superficie ocupada por caras planas en función de la cantidad de material eliminado (diferentes fluidos de corte) [Mal08]. ....	37
Fig. 24 Daños térmicos en engranajes rectificados. Fuentes Sauter Bachmann y [Pau10]. ...	40
Fig. 25 Generación de tensiones residuales en la superficie por el efecto de la deformación termo-plástica. ....	40
Fig. 26 Cambios de fase producidos por el proceso de rectificado en una pieza de acero AISI 52100 templada y revenida (adaptada de [Mar04]). ....	41

## Índice de figuras

---

Fig. 27 Distribución experimental de temperaturas en rectificado (adaptada de [Bat05])...	43
Fig. 28 División del calor generado en la zona de contacto .....	44
Fig. 29 Distribuciones de temperatura teóricas y experimentales obtenidas por Kohli et al. (adaptada de [Koh95]).....	45
Fig. 30 Distribuciones de temperatura para rectificado en concordancia y en oposición [Wag91] .....	46
Fig. 31 Esquema del modelo térmico presentado por Zhang y Mahdi [Zha95] .....	46
Fig. 32 Flujo de calor estimado con el método integral y el método secuencial [Guo96a]....	48
Fig. 33 Flujo de calor estimado con los tres métodos inversos a partir de medidas experimentales de temperatura [Guo96b] .....	49
Fig. 34 Medición experimental de la temperatura con microscopio y cámara CCD [Zar02] ..	50
Fig. 35 Comparación de la temperatura experimental y teórica con diferentes distribuciones de la fuente de calor (adaptado de [Zar02]). .....	50
Fig. 36 Disposición experimental y comparación de las temperaturas experimentales y teóricas (adaptado de [Bro08]). .....	51
Fig. 37 Medición de la evolución de la fuerza tangencial en la zona de contacto [Sch99]....	52
Fig. 38 Esquema del modelo propuesto por Des Ruisseaux y Zerkle [Des70b] .....	54
Fig. 39 Distribución de temperaturas en la superficie de la pieza predicha por Mamalis et al. [Mam03] .....	58
Fig. 40 Disposición de los elementos en un termopar rectificable de polo simple. ....	58
Fig. 41 Evolución de la temperatura en diferentes puntos de la superficie [Lef06].....	59
Fig. 42 Efecto de la consideración del calor evacuado por la viruta en la precisión de las temperaturas estimadas (adaptado de [And08]). .....	61
Fig. 43 Esquema del modelo térmico para HEDG propuesto por Hoffmeister y Weber [Hof99].....	63
Fig. 44 Esquema del modelo analítico propuesto por Rowe y valores del parámetro D en función del número de Peclet y del ángulo de contacto [Row01] .....	66
Fig. 45 Temperatura máxima en función del número de Peclet y del ángulo de contacto [Jin02]. .....	67
Fig. 46 Difusión del carbono durante el proceso de austenización .....	70
Fig. 47 Diagrama TTA para el acero AISI 1045. Adaptado de [Tot06].....	71
Fig. 48 Diagrama de transformación por enfriamiento continuo para el acero AISI 1045. Adaptado de [Met14] .....	72
Fig. 49 Endurecimiento superficial mediante temple por inducción .....	74
Fig. 50 Ejemplos de un inductor cuya geometría ha sido optimizada y de un inductor circular de propósito general. Fuentes: EFD Induction® (a) y EMAG® (b). .....	74
Fig. 51 Endurecimiento superficial mediante temple llama. Adaptado de [Asm13]. .....	75
Fig. 52 Temple mediante haz de electrones.....	76
Fig. 53 Temple mediante haz laser .....	77

Fig. 54 Ensayo de microdurezas Vickers y esquema de indentaciones en la sección a estudiar. ....	80
Fig. 55 Método de las corrientes inducidas de Foucault.....	81
Fig. 56 Movimiento de la pared que separa dos dominios magnéticos durante el proceso de magnetización. ....	82
Fig. 57 Esquema de los elementos presentes en una medida de ruido Barkhausen. ....	82
Fig. 58: Señal alterna de excitación y ruido Barkhausen [FRA07] .....	83
Fig. 59 Influencia de la microestructura de un acero AISI 1055 en la envolvente de la señal de ruido Barkhausen [Saq98]. ....	84
Fig. 60 Relación entre la dureza del acero AISI 1045 tras un proceso de revenido y el parámetro de tiempo-temperatura isoterma de Hollomon-Jaffe. Adaptado de [Row07]. ...	88
Fig. 61 Efecto del revenido generado durante el rectificado del acero AISI1055. Adaptado de [Fed91]. ....	91
Fig. 62 Piezas después del proceso de grind-hardening (fuente: DMG-Mori-Seiki).....	92
Fig. 63 Evolución de la temperatura y de las fases metalúrgicas durante el grind-hardening .....	93
Fig. 64 Distribución de dureza en la pieza tras un proceso de grind-hardening .....	95
Fig. 65 Efecto del aumento de la profundidad de pasada en HPD [Bro99]......	96
Fig. 66 Efecto del aumento de la velocidad de avance de la pieza en HPD [Bro99]......	97
Fig. 67 Efecto del aumento de la velocidad de giro de la muela en HPD [Bro99]. ....	98
Fig. 68 Efecto del aumento de la profundidad de pasada en HPD [Wil08]. ....	100
Fig. 69 Efecto del aumento de la profundidad de pasada en el ratio de fuerzas [Wil08]. ...	100
Fig. 70 Influencia del tamaño de grano en las fuerzas de corte [Sal13].....	102
Fig. 71 Influencia de las características de la muela en la profundidad de capa endurecida [Sal08]. ....	103
Fig. 72 Influencia de la dureza de la muela en las fuerzas de corte [Sal13]. ....	104
Fig. 73 Influencia de la estructura de la muela en las fuerzas de corte [Sal13]. ....	105
Fig. 74 Influencia del material aglomerante en la fuerza tangencial y en la HPD generada [Bro98]. ....	106
Fig. 75 Influencia del material aglomerante en la fuerza tangencial y en la HPD generada [Wil08]......	107
Fig. 76 Imagen SEM de la superficie de la muela de aglomerante resinoso. Adaptada de [Wil08]......	107
Fig. 77 Estrategias para la aplicación del grind-hardening al rectificado cilíndrico.....	108
Fig. 78 Profundidad de capa endurecida obtenida por Nguyen y Zhang [Ngu10b] en diferentes puntos del perímetro de la pieza. ....	109
Fig. 79 Evolución de la dureza en la superficie de la pieza tras una operación de grind-hardening llevada a cabo con la estrategia propuesta por Kolkwitz (adaptado de [Hya13]). ....	110

## Índice de figuras

---

Fig. 80 Microestructura de la pieza y distribución de durezas al final de la revolución de grind-hardening (adaptado de Hyatt et al. [Hya13]).	111
Fig. 81 Metodologías para el endurecimiento de una zona de anchura superior a la anchura de la muela.	111
Fig. 82 Microestructura de la pieza tras una operación de grind-hardening mediante rectificado cilíndrico a través (adaptado de [Ngu14]).	112
Fig. 83 Estado de la pieza mostrada en la Fig. 82 tras la operación de grind-hardening [Ngu14].	113
Fig. 84 Microestructura de un acero AISI1045 tras un proceso de temple en horno (a) y tras un proceso de grind-hardening (b) (adaptado de [Ngu07]).	114
Fig. 85 Patrones de tensiones residuales tras una operación de rectificado	115
Fig. 86 Generación de tensiones residuales en la superficie por el efecto de la acción mecánica	115
Fig. 87 Deformación plástica de la superficie de la pieza por el efecto de la acción mecánica de la muela (adaptado de [Ngu10b]).	116
Fig. 88 Generación de tensiones residuales en la superficie por el efecto del cambio de fase metalúrgica.	117
Fig. 89 Distribución de tensiones residuales tras una operación de grind-hardening [Bro99].	118
Fig. 90 Imagen SEM de la superficie de una pieza de acero rectificada con una muela de alúmina y taladrina [Mal08].	119
Fig. 91 Evolución del perfil de la pieza en la dirección transversal al avance de ésta como consecuencia de las sucesivas pasadas de apagado de chispa.	119
Fig. 92 Imágenes SEM de la superficie de la pieza tras los ensayos realizados por Nguyen et al. Adaptado de [Ngu07].	120
Fig. 93 Resultados de los ensayos de ball-on disc realizados por Brockhoff [Bro99].	121
Fig. 94 Dureza en la superficie tras dos pasadas de grind-hardening superpuestas.	122
Fig. 95 Probetas para ensayo de desgaste ball-on-disc (adaptado de [Wil08]).	123
Fig. 96 Errores de planitud en la pieza antes y después de un ensayo de grind-hardening [Zäh09].	125
Fig. 97 Relación entre la HPD generada y la geometría de la superficie rectificada [Zha15].	125
Fig. 98 Calibración del factor de calor evacuado hacia la pieza realizado por Wilke (adaptado de [Wil08]).	127
Fig. 99 fracción de calor evacuada hacia la pieza y coeficiente de convección tras la calibración [Zäh09].	129
Fig. 100 Variación de las fuerzas de rectificado durante el grind-hardening y modelo de Föckerer et al. [Föc12].	130
Fig. 101 Comparación de la evolución de profundidad de capa endurecida (HPD) experimental con la predicha por el modelo de Föckerer et al. (adaptado de [Föc12]).	131

Fig. 102 Simplificación de la zona de calentamiento considerada por Föckerer et al. [Föc13].	132
Fig. 103 Rectificadora plana modelo Orbit de la marca Blohm	143
Fig. 104 Dinamómetro Kistler modelo 9257B (a) y amplificador Kistler 5070A (b)	144
Fig. 105 Montaje experimental para realización de los ensayos de rectificado plano.	145
Fig. 106 Protocolo de ejecución para los ensayos de rectificado plano	146
Fig. 106 Medición de la señal de ruido Barkhausen sobre una pieza plana	146
Fig. 107 Esquema de la disposición de los dos perfiles de microdureza ejecutados.	147
Fig. 108 Efectos transitorios en la generación de HPD en la dirección de avance de la pieza	150
Fig. 109 Efectos transitorios en la generación de HPD en la dirección transversal al avance de la pieza	151
Fig. 110 Medida de profundidad de capa templada ( $a_e=125$ mm, $V_w= 60$ mm/s)	152
Fig. 111 Dureza del material a distintas profundidades bajo la superficie ( $a_e=125$ mm, $V_w= 60$ mm/s)	152
Fig. 112 Medida de profundidad de capa templada ( $a_e=175$ mm, $V_w= 60$ mm/s)	153
Fig. 113 Dureza del material a distintas profundidades bajo la superficie ( $a_e=175$ mm, $V_w= 60$ mm/s)	153
Fig. 114 Medida de profundidad de capa templada ( $a_e=200$ mm, $V_w= 60$ mm/s)	154
Fig. 115 Dureza del material a distintas profundidades bajo la superficie ( $a_e=200$ mm, $V_w= 60$ mm/s)	154
Fig. 116 Medida de profundidad de capa templada ( $a_e=200$ mm, $V_w= 30$ mm/s)	155
Fig. 117 Dureza del material a distintas profundidades bajo la superficie ( $a_e=200$ mm, $V_w= 30$ mm/s)	155
Fig. 118 Comparación de los valores de HPD obtenidos con las dos metodologías empleadas.	156
Fig. 119 Correlación entre la energía por unidad de área y la profundidad de capa templada para el acero AISI 1045. (Conjunto de ensayos A).	159
Fig. 120 Correlación entre la energía por unidad de área y la profundidad de capa templada para el acero AISI 1045. (Conjunto de ensayos A y B)	161
Fig. 121 Efecto del espesor de viruta en la correlación entre la energía por unidad de área y la profundidad de capa templada. Datos tomados de [Bro99].	161
Fig. 122 Efecto del espesor de viruta en la correlación entre la energía por unidad de área y la profundidad de capa templada. Datos tomados de [Wil08].	162
Fig. 123 Relación entre la profundidad de pasada y la energía por unidad de área para los ensayos de con un espesor de viruta equivalente superior a 200 nm (Conjunto de ensayos A y B).	165
Fig. 124 Evolución de la energía por unidad de área con la profundidad de pasada para ensayos realizados con espesor de viruta equivalente constante. Calculado a partir de datos de [Föc12].	166

## Índice de figuras

---

Fig. 125 Evolución de la energía por unidad de área con la profundidad de pasada para ensayos realizados con espesor de viruta equivalente constante. Calculado a partir de datos de [Wil08].	166
Fig. 126 Correlación entre la energía por unidad de área y la profundidad de capa templada para el acero AISI 1045. (Conjunto de ensayos A, C y D).	169
Fig. 127 Correlación entre la energía por unidad de área y la profundidad de capa templada para los acero AISI 1045, 100Cr6 y 42CrMo4. (Conjunto de ensayos A, E y F).	172
Fig. 128 Comparación entre la pendiente de la relación $E''_c$ -HPD y la conductividad del material a temperatura ambiente. Valores de conductividad térmica obtenidos de [Ngu10a], [Met13] y [Had13].	172
Fig. 129 Comparación entre la pendiente de la relación $E''_c$ -HPD y el carbono equivalente.	173
Fig. 130 Relación entre el valor RMS de la señal de ruido Barkhausen y la profundidad de capa endurecida para los ensayos de rectificado plano (conjunto de ensayos A, B, C y D).	174
Fig. 131 Rectificadora plana modelo FG-600-S del fabricante Danobat®	177
Fig. 132 Geometría y dimensiones de las piezas empeladas en los ensayos de rectificado cilíndrico a través. Dimensiones en mm.	178
Fig. 133 Célula de potencia modelo UPC (a) y tarjeta de adquisición de datos NI USB-6251 (b).	179
Fig. 134 Posición la plaquita de aluminio dentro de la rectificadora.	180
Fig. 135. Vista general del dispositivo empleado para la medición del perfil de la plaquita mediante microscopia óptica confocal.	180
Fig. 136 Medición de la señal de ruido Barkhausen sobre una pieza cilíndrica.	181
Fig. 137 Estado de las piezas después de la realización del ensayo de grind-hardening.	182
Fig. 138 Proceso de desgaste de la muela durante el rectificado cilíndrico a través	183
Fig. 139 Estado de la muela después de la realización del cada ensayo de grind-hardening.	184
Fig. 140 Geometría del perfil de la muela tras el ensayo 1	185
Fig. 141 Geometría del perfil de la muela tras el ensayo 2	185
Fig. 142 Geometría del perfil de la muela tras el ensayo 3	186
Fig. 143 Resultados de la medición de ruido Barkhausen después de cada ensayo.	187
Fig. 144 Evolución de la profundidad de capa endurecida en el ensayo 1.	188
Fig. 145 Correlación entre la energía por unidad de área y la profundidad de capa templada para los ensayos de rectificado cilíndrico a través (material: acero AISI 1045).	191
Fig. 146 Relación entre el valor RMS de la señal de ruido Barkhausen y la profundidad de capa endurecida para los ensayos de rectificado cilíndrico a través (material acero AISI 1045).	191
Fig. 147 Protocolo para estudiar el efecto del revenido durante el acabado de piezas endurecidas mediante grind-hardening.	199

Fig. 148 Posición de las medidas realizadas con el comparador con el objetivo de verificar la planitud de la superficie rectificada. ....	201
Fig. 149 Medidas de altura relativa tomadas con el reloj comparador con el objetivo de estimar la planitud de la zona rectificada. ....	202
Fig. 150 Comparación de las metodologías de medición de dureza durante los ensayos previos de revenido.....	204
Fig. 151 Efecto del revenido en la microestructura y la dureza de la pieza. ....	205
Fig. 152 Correlación entre la dureza superficial y la energía por unidad de área. ....	208
Fig. 153 Correlación entre la dureza superficial y la energía por unidad de área (influencia del espesor de viruta máximo).....	210
Fig. 154 Representación esquemática del problema térmico en rectificado plano.....	217
Fig. 155 Proceso de definición del modelo de elementos finitos del proceso de grind-hardening. ....	219
Fig. 156 Representación esquemática de la distribución de calor y temperaturas en el rectificado plano. ....	220
Fig. 157 Diagrama del primer modelo de grind-hardening (modelo A). ....	221
Fig. 158 Diagrama TTA para el acero AISI 1045. Adaptado de [Tot06]. ....	226
Fig. 159.Efecto del ángulo de contacto y del número de Peclet en la temperatura. Adaptado de [Jin02]. ....	228
Fig. 160 Diagrama del segundo modelo de grind-hardening (modelo B). ....	229
Fig. 161 Estimación de la profundidad de capa endurecida (HPD) en el modelo de elementos finitos B .....	231
Fig. 162 Distribución de temperaturas en la pieza en tres instantes de tiempo diferentes de la pasada de grind-hardening (temperaturas estimadas con el modelo de elementos finitos B). ....	231
Fig. 163 Comparación de los valores de HPD obtenidos para cada uno de los tres modelos de grind-hardening desarrollados. ....	232
Fig. 164 Diagrama del tercer modelo de grind-hardening (modelo C).....	233
Fig. 165 Estimación de la profundidad de capa endurecida (HPD) en el modelo de elementos finitos B .....	233
Fig. 166 Influencia del tamaño de paso en la temperatura. ....	235
Fig. 167 Esquema del procedimiento seguido para llevar a cabo la calibración del modelo de grind-hardening.....	236
Fig. 168 Señales de fuerzas de rectificado obtenidas durante uno de los ensayos de grind-hardening (caso 6B en la Tabla 9). ....	237
Fig. 169 HPD obtenida en los ensayos experimentales y HPD predicha con el modelo. ....	238
Fig. 170 Esquema del procedimiento seguido para llevar a cabo la validación del modelo de grind-hardening.....	240
Fig. 171 Comparación de los valores de HPD obtenidos experimentalmente con los predichos por el modelo. ....	241

## *Índice de figuras*

---

Fig. 172 Diagrama del modelo térmico de rectificado convencional. ....	243
Fig. 173 Esquema del procedimiento seguido para llevar a cabo la calibración del modelo de rectificado convencional. ....	247
Fig. 174 Comparación de los valores de dureza obtenidos experimentalmente con los predichos por el modelo. ....	248

## **ÍNDICE DE TABLAS**

Tabla 1. Combinaciones de parámetros utilizadas en distintos tipos de rectificado. ....	18
Tabla 2 Valores de la fracción de calor evacuada hacia la pieza y la viruta para rectificado convencional con muelas de alúmina. ....	62
Tabla 3 Ventajas y desventajas de las distintas tecnologías de endurecimiento superficial y profundidad de capa endurecida obtenida con cada una de ellas. ....	78
Tabla 4 Casos analizados por Wilke para el estudio del desgaste de piezas endurecidas por grind-hardening [Wil08]. ....	124
Tabla 5. Especificaciones técnicas de la rectificadora plana empleada en los ensayos .....	143
Tabla 6. Composición química del acero AISI 1045 empleado en los ensayos (concentraciones expresadas en porcentaje de masa de cada elemento químico). ....	143
Tabla 7. Parámetros de rectificado empleados en el planeado realizado durante la etapa de preparación de las piezas. ....	145
Tabla 8 Condiciones de rectificado empleadas en los ensayos preliminares de grind-hardening. ....	149
Tabla 9 Condiciones de rectificado empleadas para estudiar la influencia de la profundidad de pasada y la velocidad de avance en la correlación $E''c$ -HPD. (Conjunto de ensayos A) .	158
Tabla 10 Condiciones de rectificado empleadas para estudiar la influencia de la velocidad de giro de la muela en la correlación $E''c$ -HPD. (Conjunto de ensayos B) .....	160
Tabla 11 Condiciones de rectificado empleadas para estudiar el efecto del diamantado en la correlación $E''c$ - HPD. (Conjunto de ensayos C, $U_d=4$ ). ....	168
Tabla 12 Condiciones de rectificado empleadas para estudiar el efecto del diamantado en la correlación $E''c$ - HPD. (Conjunto de ensayos D, $U_d=2$ ). ....	168
Tabla 13 Comparación de dos ensayos con valores de energía por unidad de área similares y condiciones de diamantado diferentes. ....	170
Tabla 14 Ensayos de rectificado plano realizados sobre el acero 100Cr6. (Conjunto de ensayos E).....	171
Tabla 15 Ensayos de rectificado plano realizados sobre el acero 42CrMo4. (Conjunto de ensayos F).....	171
Tabla 16. Especificaciones técnicas de la rectificadora cilíndrica empleada en los ensayos	177
Tabla 17 Composición química del acero AISI 1045 empleado en los ensayos (concentraciones expresadas en porcentaje de masa de cada elemento químico). ....	178
Tabla 18 Parámetros de rectificado empleados en la preparación de la pieza.....	179
Tabla 19 Parámetros de rectificado empleados en los ensayos previos de rectificado cilíndrico a través. ....	181
Tabla 20 Parámetros de rectificado empleados en los ensayos de rectificado cilíndrico a través (continúa en la siguiente página). ....	189

## Índice de tablas

---

Tabla 21 Parámetros de rectificado empleados en los ensayos de rectificado cilíndrico a través (continuación).....	190
Tabla 22. Parámetros de rectificado empleados en el endurecimiento superficial de las piezas durante los ensayos de acabado. ....	200
Tabla 23. Parámetros de rectificado empleados en las operaciones de planeado. ....	201
Tabla 24. Parámetros de rectificado empleados en el endurecimiento superficial de las piezas durante los ensayos de acabado. ....	204
Tabla 25 Ensayos realizados con el objetivo de estudiar la relación entre $E''_c$ y la caída de dureza en el acabado de la pieza. ....	207
Tabla 26 Parámetros de rectificado empleados en las operaciones de planeado. ....	223
Tabla 27 Estimación del ángulo de contacto para condiciones de grind-hardening. ....	227
Tabla 28 Estimación del número de Pelet para condiciones de grind-hardening ....	229
Tabla 29 Combinaciones de parámetros de entrada empleadas en la comparación de los modelos. ....	230
Tabla 30 Simulaciones realizadas para estudiar el efecto del tamaño de paso. ....	234
Tabla 31 Ensayos considerados para llevar a cabo la calibración del modelo (Conjunto de ensayos A). ....	238
Tabla 32 Ensayos considerados para llevar a cabo la calibración del modelo (Conjunto de ensayos B).....	239
Tabla 33 Ensayos considerados para llevar a cabo la calibración del modelo (Conjunto de ensayos C).....	239
Tabla 34 Ensayos considerados para llevar a cabo la validación del modelo (Conjunto de ensayos D). ....	240
Tabla 35 Datos experimentales de temple en horno a temperatura constante para el acero AISI 1045 [Gra56].....	245
Tabla 36 Constantes del material necesarias para emplear el modelo de revenido.....	245
Tabla 37 Ensayos considerados para llevar a cabo la calibración del modelo de revenido. ....	247
Tabla 38 Ensayos considerados para llevar a cabo la calibración del modelo de revenido. ....	248

---

## **CAPITULO I: INTRODUCCIÓN**

---



## I.1. INTRODUCCIÓN

El rectificado es uno de los procesos de fabricación más empleados en el acabado de componentes de sectores industriales como el aeronáutico, el automovilístico o el de los bienes de equipo. Habitualmente es utilizado en la producción de piezas que precisan un acabado superficial excelente ( $Ra < 1\mu m$ ) y una buena precisión dimensional ( $IT < 6$ ) en materiales de elevada dureza y/o baja maquinabilidad. A modo de ejemplo, en la Fig. 1 se muestran algunas piezas que son sometidas a este proceso.

Hoy en día, el rectificado supone entre el 20 y el 25% de todos los costes de mecanizado que se llevan a cabo en la industria. Las piezas a rectificar presentan un elevado valor añadido debido a que la mayoría de las operaciones de fabricación ya han sido ejecutadas. Por consiguiente, el rectificado debe ofrecer garantías de éxito para asegurar la calidad final de la pieza y evitar el elevado coste que supone su rechazo.



*Fig. 1 Ejemplos de piezas que requieren de una operación de rectificado.*

Durante el rectificado, el arranque de material se consigue mediante la fricción de partículas abrasivas de gran dureza sobre la superficie de la pieza produciéndose un arranque controlado y superficial. Por este motivo, es posible obtener elevada calidad incluso en materiales de gran dureza. No obstante, debido a la naturaleza del proceso, éste necesita una energía específica de corte en torno a diez veces mayor a la requerida por procesos de mecanizado como el torneado o el fresado. Además, gran parte de esta energía es transformada en calor en la zona de contacto entre la herramienta y la pieza alcanzándose temperaturas elevadas en la superficie.

Como consecuencia de las temperaturas y esfuerzos soportados por la superficie de la pieza, las propiedades del material se ven modificadas. Cabe indicar que, durante la vida en servicio de la pieza, esta superficie también será la que soporte las mayores tensiones, así como la acción del desgaste y la corrosión, entre otros fenómenos, lo que condicionará su durabilidad.

## Capítulo I: Introducción

Así, partiendo de esta consideración, numerosos trabajos de investigación han estudiado el problema termo-mecánico en el rectificado con el objetivo de predecir la interrelación entre los parámetros del proceso y aspectos como la microestructura del material, su dureza, el estado de tensiones residuales en la superficie o la rugosidad superficial de la pieza.

Por otra parte, numerosas piezas de acero que son acabadas mediante el rectificado han de tener una elevada resistencia al desgaste y al impacto. Éste es el caso de componentes como los engranajes, las guías de motores lineales o los árboles de levas (ver Fig. 1).

Durante su fabricación, estas piezas siguen un proceso que consta principalmente de tres etapas. En primer lugar, la pieza es mecanizada “en blando” mediante procesos como el fresado o el torneado. A continuación, ésta es sometida a tratamientos térmicos que aumentan la dureza de la superficie sin afectar al núcleo de la pieza (que mantiene su tenacidad) y, finalmente, se realiza la operación de rectificado.

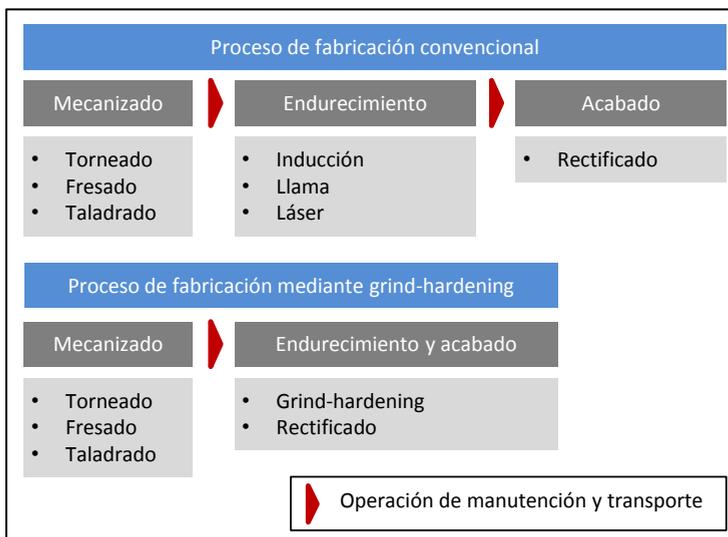


Fig.2 Proceso de fabricación convencional y proceso de fabricación mediante grind-hardening.

No obstante, los métodos tradicionales empleados para llevar a cabo el tratamiento térmico de endurecimiento superficial (como el temple por llama o el temple por inducción) necesitan una gran cantidad de energía y fluido refrigerante para llevar a cabo el proceso. Habitualmente, esta operación es subcontratada por lo que las piezas han de ser transportadas fuera de la planta incrementándose el tiempo de fabricación de la pieza y el impacto ambiental. Así mismo, se ha de tener en cuenta que este transporte requiere una limpieza previa de las piezas que incrementa el consumo de agua.

Teniendo en cuenta estos factores, en los últimos años se han desarrollado tecnologías como el temple láser (ver Fig. 3a) o el temple por haz de electrones que permiten llevar a cabo el endurecimiento superficial con un aporte de energía mucho menor. Además, se obtiene un temple muy localizado y menor distorsión geométrica en las piezas. Cabe señalar que, si bien es posible introducir este tipo de procesos en la línea de producción, su coste es muy elevado y únicamente está justificado en grandes series de piezas.

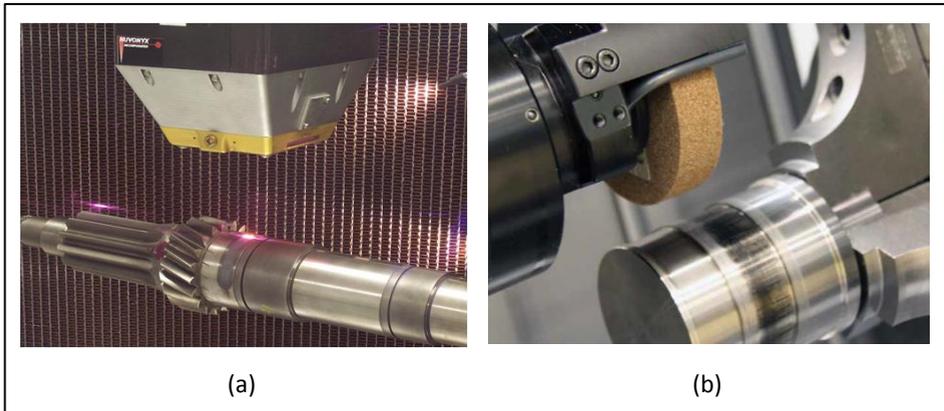


Fig. 3 Temple láser y temple mediante grind-hardening (fuente de la imagen (b) DMG/Mori Seiki).

El grind-hardening es una tecnología innovadora que propone aprovechar el calor generado durante el rectificado para producir un endurecimiento superficial de la pieza. Así, la gran ventaja de este proceso es que permite llevar a cabo el endurecimiento superficial y el acabado final de la pieza en la misma máquina y en una sola atada, reduciéndose los costes y el tiempo de producción. Se ha estimado que la reducción del impacto ambiental en toda la cadena de producción al introducir este proceso puede alcanzar el 40% [Sal06].

Debido a los beneficios del grind-hardening, en las últimas décadas el interés por este proceso se ha incrementado. Con el objetivo de ilustrar este aspecto, en la Fig. 4 se muestra el número de artículos de investigación que han citado a lo largo de los últimos 20 años el término “grind-hardening” según la Web of Knowledge. En este sentido, numerosos centros de investigación como el IWT (Bremen), el IWB (Munich), el WZL (Aachen), IDEKO S.Coop (Elgoibar), o el Institute of Grinding Technology (Bristol), entre otros, han investigado el proceso dentro de proyectos estratégicos de la Unión Europea (como el ENGY o el Britte-Euram III) o de la Fundación Alemana para la Investigación (DFG). Así, recientemente, la compañía DMG/Mori Seiki junto con Saint-Gobain y Tyrolit han desarrollado un cabezal que permite introducir el grind-hardening en una máquina *multy-tasking* (ver Fig. 3b).

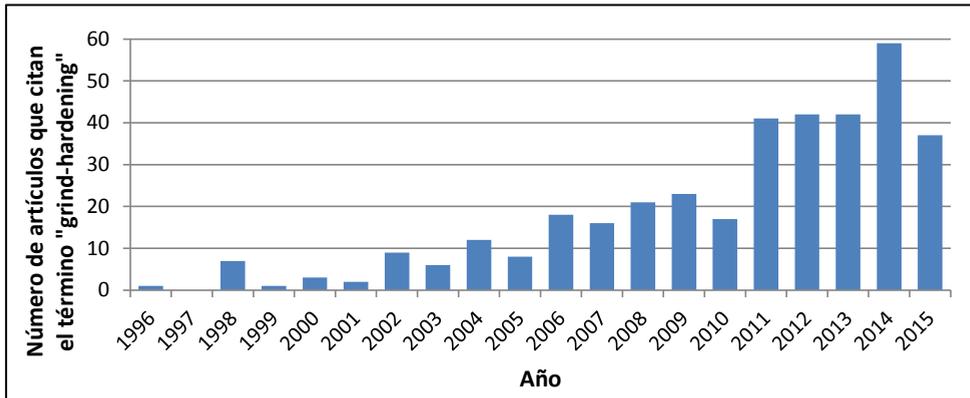


Fig. 4 Número de artículos de investigación que han citado a lo largo de los últimos 20 años el término "grind-hardening" (según la Web of Knowledge).

En la bibliografía hay multitud de trabajos que estudian experimentalmente el grind-hardening con el objetivo de determinar la relación entre los parámetros de mecanizado y la profundidad de la capa endurecida. A pesar de ello, muchos de ellos dejan incógnitas y preguntas sin resolver debido a la falta de conocimiento científico del proceso.

Además, se ha observado que, si los parámetros de rectificado introducidos en el control numérico se mantienen constantes, la profundidad de la zona endurecida varía a medida que avanza el proceso. Este fenómeno se debe, por un lado, a que la cantidad de calor generada no es constante en toda la pasada como consecuencia del desgaste progresivo de la muela y, por otro lado, a que existen efectos térmicos transitorios en el comienzo y final del proceso. En este sentido, cabe señalar que actualmente no es posible estimar la profundidad la capa endurecida que está siendo generada en cada instante.

A pesar de ello, los trabajos de investigación desarrollados hasta el día de la escritura de este documento demuestran que grind-hardening puede ser una alternativa viable para llevar al cabo el endurecimiento superficial de piezas de sección constante llevadas a cabo en rectificado plano. No obstante, la aplicación de este proceso a geometrías de revolución presenta varios inconvenientes. Por un lado, se ha observado que mediante el rectificado cilíndrico en penetración no es posible obtener un endurecimiento completo de todo el perímetro de la pieza. Es más, mediante este proceso, la anchura de la zona endurecida se encuentra limitada por la anchura de la muela. Ante esto, algunos autores han propuesto emplear el rectificado cilíndrico a través para endurecer superficies cilíndricas, sin embargo, no se ha estudiado la influencia del desgaste de la muela en el proceso.

Por otra parte, es importante mencionar que la agresividad del proceso de grind-hardening impide que la pieza cumpla los requisitos de precisión dimensional y acabado superficial exigidos al rectificado convencional y, por ello, es necesario llevar a cabo una última

operación de rectificado que le proporcione a la superficie la calidad necesaria. No obstante, el aumento de la temperatura en la superficie durante el rectificado final de la pieza puede provocar una caída de la dureza del material. Este efecto es consecuencia de un cambio en la microestructura del material conocido como “revenido”. La relación entre los parámetros de rectificado y la variación de la dureza de la superficie es compleja. La dificultad de controlar actualmente este fenómeno ha motivado que los parámetros de proceso se encuentren aplicados en un rango subóptimo, incrementado los costes y el tiempo de fabricación del componente.

En este sentido, cabe mencionar, que la puesta a punto de las dos etapas de fabricación de la pieza dentro de la rectificadora (endurecimiento y acabado) se realiza de forma experimental mediante una metodología prueba-error hasta conseguir las especificaciones requeridas. Esta es una de las principales barreras para la implantación del proceso de grind-hardening a nivel industrial y, como consecuencia, numerosos esfuerzos se han centrado en modelizar el proceso térmico de endurecimiento que tiene lugar durante el grind-hardening. Sin embargo, la modelización del proceso de revenido que tiene lugar durante el acabado de la pieza no ha sido abordada.

## **I.2. OBJETIVOS DE LA TESIS**

Partiendo de este contexto industrial, la labor desarrollada en esta tesis está enfocada al estudio y modelización del grind-hardening y del rectificado final de componentes de acero. En concreto, el estudio llevado a cabo pretende facilitar la implantación industrial del proceso completo mediante la identificación de un parámetro energético que permita controlar la profundidad de capa endurecida durante la etapa de grind-hardening y predecir la caída de dureza en el acabado de la pieza. En esta misma línea, se presenta un estudio experimental del proceso de grind-hardening aplicado al rectificado cilíndrico a través que tiene como objetivo estudiar el proceso de desgaste de la muela y su influencia en las propiedades de la capa endurecida resultante. Además, el trabajo experimental es complementado con la modelización numérica de las etapas de grind-hardening y rectificado final de la pieza para el caso del rectificado plano. De forma resumida, los objetivos planteados se detallan en los siguientes puntos:

- Establecer una metodología experimental válida para estudiar el proceso de fabricación de piezas planas endurecidas mediante grind-hardening en sus dos etapas dentro de la rectificadora (endurecimiento y acabado).
- Obtener un parámetro mediante el cual se pueda estimar on-line y de forma sencilla la profundidad de capa endurecida que está siendo generada durante el grind-hardening.
- Obtener un parámetro mediante el cual se pueda predecir durante el rectificado final de la pieza la caída de dureza experimentada por el material de la superficie.

- Caracterizar el proceso de desgaste de la muela durante el grind-hardening aplicado al rectificado cilíndrico a través y estudiar su influencia en la profundidad de la capa endurecida.
- Desarrollar un modelo numérico original del proceso de grind-hardening para el caso del rectificado plano que permita estimar la profundidad de capa endurecida que será generada.
- Desarrollar un modelo numérico original del rectificado plano que permita estimar la caída de dureza durante el acabado final y que, junto con el modelo de grind-hardening, sirva de herramienta para establecer los parámetros de mecanizado durante la fase de puesta a punto del proceso completo.

### I.3. ORGANIZACIÓN DE LA MEMORIA

El trabajo desarrollado se ha organizado en cinco capítulos cuyo contenido se describe a continuación.

En el **Capítulo II** se detalla el contexto en el que se engloba la tesis mediante la revisión del estado del arte. En primer lugar, se describen los diferentes tipos de operaciones de rectificado y se abordan los conceptos fundamentales para comprender cómo se produce el proceso de corte, para lo que se presentan los parámetros que permiten estudiar de forma global la operación de rectificado.

Seguidamente, se describen los tipos de daño térmico que pueden aparecer en la pieza durante el rectificado y se hace una revisión de los trabajos cuyo propósito ha sido modelizar térmicamente rectificado. En este sentido, se hace especial hincapié en la estimación de la cantidad de calor generado, en su distribución en la zona de contacto y en la problemática de la cuantificación de la fracción de calor evacuada hacia la pieza.

En este Capítulo se exponen también los conceptos fundamentales para comprender cómo se produce el cambio en la estructura metalúrgica que da lugar al endurecimiento del material. Así mismo, se muestran las tecnologías industriales que permiten llevar a cabo el tratamiento térmico de endurecimiento superficial. Se describen las metodologías existentes para estimar la dureza del material tras el endurecimiento y el revenido y, conjuntamente, se presentan los trabajos que estudiado el revenido durante el rectificado.

Por último, se hace una revisión de la bibliografía existente en torno al proceso de grind-hardening. Así, en primer lugar, se describen los trabajos enfocados a estudiar la influencia de los parámetros de mecanizado y de las características de la muela en la profundidad de la capa endurecida. A continuación, se presentan las investigaciones enfocadas a evaluar la viabilidad de aplicar el grind-hardening al rectificado cilíndrico de exteriores. Además, se comentan los aspectos relacionados con la integridad superficial de las piezas después del

grind-hardening y, finalmente, se presentan los modelos desarrollados con el objetivo de simular la aplicación de este proceso a piezas de geometría plana.

En el **Capítulo III** se presenta la metodología propuesta para estimar la profundidad de capa endurecida generada en el proceso de grind-hardening. En primer lugar, se muestra un estudio experimental del grind-hardening realizado con el siguiente objetivo: investigar la posibilidad de emplear un parámetro energético para estimar on-line la profundidad de capa endurecida en piezas planas. Este estudio se completa con un apartado en el que se evalúa la aplicabilidad del método de ruido Barkhausen para obtener, tras el proceso, la profundidad de capa endurecida de forma no destructiva.

En este capítulo, se presenta también un estudio experimental del grind-hardening aplicado al rectificado cilíndrico a través que ha sido realizado con dos objetivos. Por una parte, estudiar el proceso de desgaste de la muela y su influencia en las propiedades de la capa endurecida. Por otra parte, evaluar la posibilidad de emplear en este proceso la metodología propuesta para estimar la profundidad de capa endurecida.

Por su parte, el **Capítulo IV** muestra la metodología experimental desarrollada con el objetivo de estudiar el efecto del revenido durante el rectificado de piezas endurecidas mediante grind-hardening. Así mismo, se investiga la aptitud de un parámetro energético para predecir la caída de dureza experimentada por la superficie de la pieza durante su acabado.

El **Capítulo V** se ha destinado a la modelización del proceso integral de fabricación de piezas planas endurecidas mediante grind-hardening. Para ello, en primer lugar, se describe el modelo numérico desarrollado con el objetivo de predecir la profundidad de capa endurecida durante la etapa de endurecimiento. Seguidamente, se muestra la metodología propuesta para estimar la caída de dureza en el material de la pieza durante el acabado. Finalmente, se presenta la calibración y validación de ambos modelos a partir de resultados de ensayos experimentales.

Por último, en el **Capítulo VI** se resumen las principales conclusiones y aportaciones derivadas de este trabajo, así como las líneas futuras de investigación y actuación.



---

## **CAPITULO II: REVISIÓN DEL ESTADO DEL ARTE**

---



## II.1. INTRODUCCIÓN

El rectificado es un proceso de mecanizado empleado para llevar a cabo el acabado de componentes de elevada dureza en el que los requisitos de acabado superficial y precisión dimensional son exigentes. En este proceso, el arranque de material se consigue mediante la acción de las miles de partículas abrasivas que se encuentran en la superficie de la muela de rectificado, de tal forma que cada una de ellas podría considerarse como una herramienta de corte microscópica (ver Fig. 5).

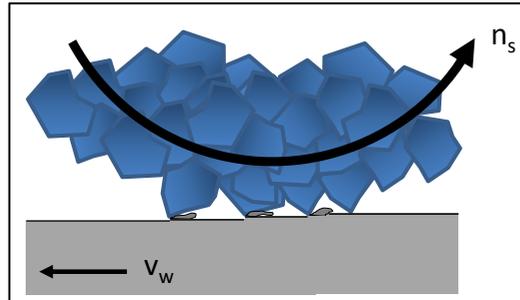


Fig. 5 Representación esquemática del proceso de rectificado

No obstante, no todas las partículas abrasivas (en adelante granos) se encuentran colocadas en la misma posición ni mucho menos poseen la misma geometría. Así, durante el rectificado, en algunos granos se eliminará material, en otros únicamente habrá rozamiento y deformación plástica y el resto no estarán en contacto con la pieza. Por lo tanto, debido al fuerte carácter aleatorio del proceso de corte, éste es analizado a partir de parámetros que describen de forma global la operación de mecanizado. En este capítulo se describirán algunos de los más relevantes en el estudio del proceso de rectificado.

Por otra parte, al igual que en otros procesos de mecanizado, la medición de las fuerzas de corte y el cálculo de parámetros relacionados con la energía consumida se emplean para estudiar los diferentes fenómenos presentes en el proceso de rectificado. Así, anteriormente se ha observado cómo el rectificado es un proceso altamente ineficiente si se compara con otros procesos de mecanizado (como el fresado o el torneado) ya que requiere del consumo de una mayor cantidad de energía para eliminar la misma cantidad de material.

El elevado consumo de energía durante el rectificado se debe a que la energía invertida en el rozamiento y en la deformación plástica del material es muy superior a la empleada en el corte. Como consecuencia, una gran parte de ésta es transformada en calor en la zona de contacto contribuyendo a aumentar la temperatura de la pieza.

En el caso en el que las temperaturas alcanzadas sean muy elevadas, podrán aparecer en la pieza diferentes tipos de daño térmico que hagan que ésta sea rechazada. Así, tradicionalmente, se ha empleado un fluido de corte con el objetivo de controlar el aumento de la temperatura en la pieza. Con este mismo objetivo, en las últimas décadas, se han desarrollado modelos térmicos del proceso de rectificado a fin de optimizar la selección de los parámetros de mecanizado y aumentar la productividad del proceso.

Si bien el aumento de la temperatura es un efecto a evitar durante los procesos de rectificado industriales, el grind-hardening es un nuevo proceso que se aprovecha de este efecto para llevar a cabo el endurecimiento superficial de la pieza. En este sentido, anteriores trabajos de investigación han tratado de estudiar la influencia de los parámetros de rectificado en la profundidad de la capa endurecida y en las propiedades de la pieza resultante.

En los siguientes apartados de este Capítulo, se desarrollarán los aspectos mencionados previamente con el objetivo de explicar cómo otros autores han estudiado el proceso de rectificado y el grind-hardening. Así mismo, se presentarán aquellas cuestiones que requieren una mayor investigación.

## II.2. FUNDAMENTOS DEL PROCESO DE RECTIFICADO

### II.2.1. Tipos de operaciones de rectificado

Debido a que las piezas que requieren ser rectificadas presentan geometrías diferentes, se han desarrollado variantes del proceso con una cinemática distinta. A continuación, se hará una breve descripción de las dos variantes a las que se hará referencia a lo largo de este documento: el rectificado plano y el rectificado cilíndrico. A modo de resumen, en la Fig. 6 se muestra una representación esquemática de estas variantes del rectificado junto con los parámetros de operación más importantes de cada una de ellas.

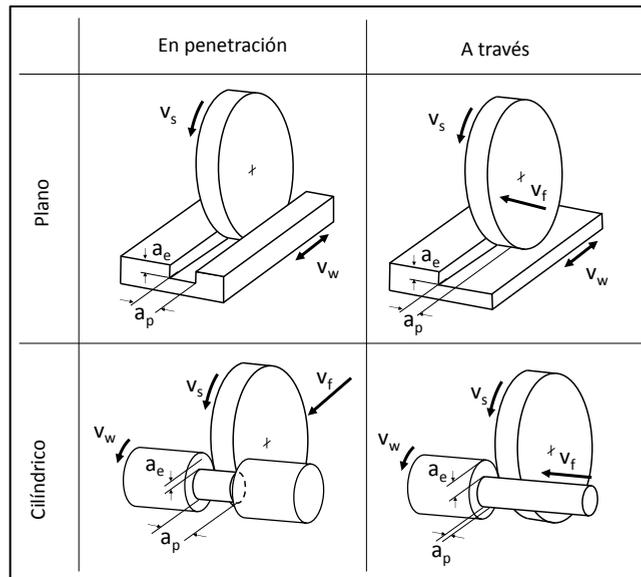


Fig. 6 Tipos de operaciones de rectificado. Adaptado de norma DIN 8589.

El rectificado plano es utilizado, fundamentalmente, para planear piezas. Tal y como se puede observar en la Fig. 6, la muela gira con una velocidad periférica ( $v_s$ ) mientras la pieza avanza en dirección perpendicular al eje de rotación de la muela con una velocidad ( $v_w$ ). Así mismo, la cantidad de material eliminado en el proceso en cada pasada de la muela queda determinada por el valor de la profundidad de pasada ( $a_e$ ). En el caso en el que la anchura de la zona a rectificar sea mayor que la anchura de la muela, ésta podrá poseer un movimiento de avance en la dirección de su eje de rotación ( $v_f$ ). Este tipo de proceso es conocido como rectificado plano en vaivén, mientras que si la muela no posee este movimiento de avance, el proceso será denominado rectificado plano en penetración.

En cuanto al rectificado cilíndrico, éste es empleado en el acabado de piezas con geometría de revolución. En este caso, la pieza se encuentra fijada en sus extremos y gira en torno a su

eje de revolución con una velocidad ( $v_w$ ). La herramienta, a su vez, se encuentra colocada perpendicular al eje de rotación de la pieza girando con una velocidad ( $v_s$ ) (ver Fig. 8).

Al igual que en el caso de rectificado plano, en este caso, también se distinguen dos variantes del rectificado cilíndrico en función de si la anchura de la zona a rectificar es mayor o menor que la anchura de la muela. En el caso en el que la anchura a rectificar sea menor o igual a la anchura de la muela, ésta avanzará en dirección radial a la pieza a rectificar con una velocidad ( $v_r$ ). Este tipo de rectificado es denominado rectificado cilíndrico en penetración (o rectificado cilíndrico en *plongee*) y es empleado, por ejemplo, en el acabado de cojinetes de apoyo, árboles de levas o ranuras.

Por otro lado, si zona a rectificar es mayor a la anchura de la muela, la muela avanzará en la dirección del eje de rotación de la pieza a rectificar con una velocidad ( $v_f$ ). Esta variante del proceso es conocida como rectificado cilíndrico a través y es empleada, por ejemplo, en el rectificado de ejes de grandes máquinas o rodillos para la industria papelera.



Fig. 7. Rectificado de una superficie plana (fuente Holtey)



Fig. 8. Rectificadora cilíndrica DANOBAT WT series. Fuente Danobat.S. Coop.

En esta tesis se estudiará el grind-hardening aplicado tanto a piezas planas como a cilíndricas. No obstante, a continuación, se presentará dónde se sitúa este nuevo desarrollo en el contexto de los procesos industriales de rectificado plano.

## II.2.2. Variantes del proceso de rectificado plano

En la Fig. 9 se representa el rango de parámetros de mecanizado empleados en cada una de las variantes industriales del proceso de rectificado plano. Así mismo, se muestra en color rojo la zona en la que existe riesgo de que se produzcan daños térmicos en la pieza y en la que se situaría el proceso de grind-hardening.

Entre los procesos de rectificado plano, los primeros en desarrollarse fueron aquellos que requerían de unas máquinas con unas prestaciones mecánicas menores. Este tipo de operaciones son realizadas habitualmente con profundidades de pasada inferiores a 0,1 mm y con velocidades de avance desde 5 hasta 500 mm/s (ver Fig. 9).

A principios de los años cincuenta, surge una nueva variante del rectificado plano conocida como rectificado *creep-feed*. Este proceso tiene como objetivo reducir los tiempos del proceso minimizando el número de pasadas de rectificado. Para ello, la profundidad de pasada se aumenta en varios órdenes de magnitud respecto al rectificado convencional (situándose entre 0,1 y 10 mm). No obstante, debido a la posibilidad de aparición de daño térmico en la pieza, la velocidad de avance se reduce en la misma proporción en la que se ha aumentado la profundidad de pasada. Cabe mencionar, que el rectificado *creep-feed* es empleado habitualmente en el rectificado de aleaciones termo-resistentes como las base-Níquel o las aleaciones titanio-aluminio.

La mejora de la dinámica de las máquinas herramienta durante los años ochenta dio lugar a la aparición del rectificado *speed-stroke*. Este proceso, al igual que el rectificado *creep-feed*, persigue reducir el tiempo de mecanizado. Sin embargo, en vez de minimizar el número de pasadas, se aumenta la velocidad de avance de la pieza en varios ordenes de magnitud y se emplean profundidades de pasada muy pequeñas (habitualmente, inferiores a los 0,01 mm) y, de esta forma, se evita la zona de daño térmico. Cabe indicar, que este tipo de rectificado ha sido empleado con éxito en el mecanizado de aleaciones termo-resistentes, cerámicas y aceros endurecidos [Zep05, Nac08] ya que las altas velocidades de deformación alcanzadas en el corte conllevan un cambio en el comportamiento mecánico de estos materiales.

El desarrollo del mecanizado de alta velocidad propició la aparición de un nuevo proceso de rectificado de una mayor productividad: el *High Efficiency Deep Grinding* (HEDG). La principal característica de este proceso es el empleo de una velocidad de giro de muela superior a 60 m/s, mientras que tanto el rectificado convencional, como el *creep-feed* y el *speed-stroke* se llevan a cabo a velocidades inferiores. Este aumento de la velocidad de giro de la muela permite superar la zona de daño térmico y emplear profundidades de pasada de hasta 30 mm con velocidades de avance entre 5 mm/s y 150 mm/s.

Sin embargo, el HEDG no ha sido implantado a nivel industrial hasta las últimas décadas debido a varios aspectos. Por un lado, ha sido necesario desarrollar muelas electro-

depositadas con aglomerante metálico capaces de soportar las elevadas velocidades del proceso. Así mismo, también ha sido necesario construir máquinas-herramienta con una rigidez estática y dinámica mayor y husillos que permitan alcanzar las velocidades de corte requeridas. Por otro lado, para asegurar la correcta refrigeración de la zona de corte, ha sido necesario desarrollar sistemas de refrigeración que proporcionen una mayor presión al fluido y posean una geometría de las boquillas optimizada.

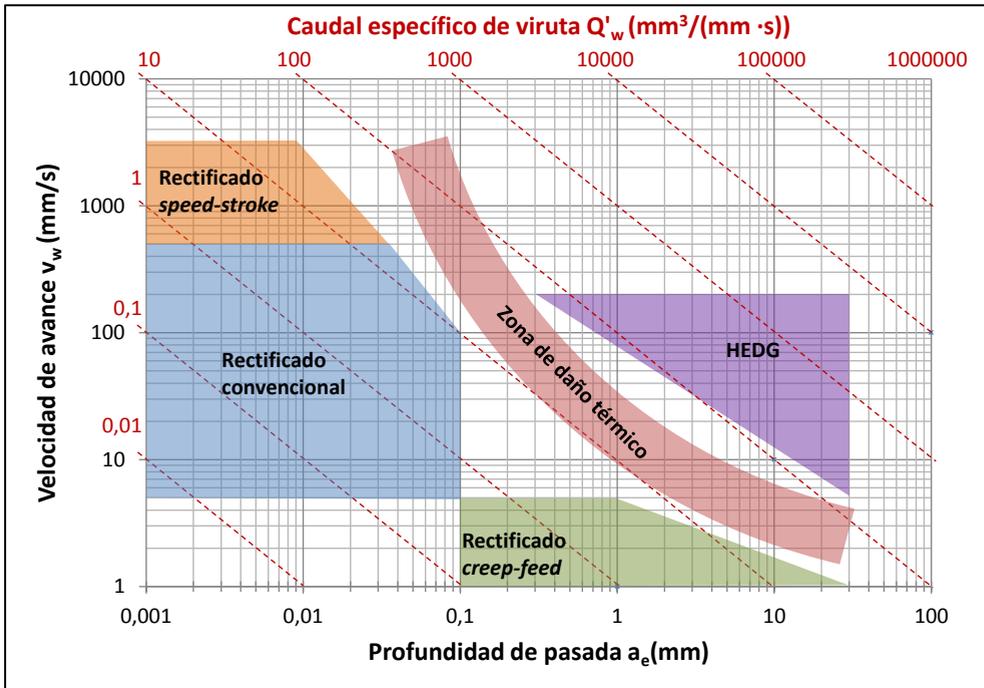


Fig. 9. Comparación de las distintas variantes de rectificado plano (adaptada de [Wil08]).

A modo de resumen, en la Tabla 1 se presentan los rangos de parámetros utilizados en cada uno de los cuatro procesos descritos anteriormente.

Tipo de rectificado	$v_s$ (m/s)	$a_e$ (mm)	$v_w$ (mm/s)	$Q'_w$ (mm <sup>3</sup> /(mm·s))
Rectificado convencional	20-60	0,001-0,1	5-500	0,01-15
Rectificado <i>speed-stroke</i>	20-60	0,001-0,01	500-3000	0,5-30
Rectificado <i>creep-feed</i>	20-100	0,1-30	1-5	0,01-30
HEDG	60-250	0,1-30	5-150	50-2000

Tabla 1. Combinaciones de parámetros utilizadas en distintos tipos de rectificado.

### II.2.3. El proceso de corte en rectificado

En el proceso de rectificado, las condiciones en las que se produce la interacción entre los granos abrasivos y el material a eliminar determinan, entre otros, aspectos como el acabado superficial de la pieza, las fuerzas de corte, o la cantidad de calor generada durante el proceso. Por ello, en este apartado, se estudiarán las características del proceso de corte de un grano abrasivo.

En primer lugar, se hará una descripción de las diferentes etapas presentes en el proceso de formación de viruta. A continuación, se analizará la trayectoria de un grano y se describirán dos conceptos fundamentales para el análisis y estudio del proceso de rectificado: el espesor máximo de la viruta generada y la longitud de la zona de contacto.

#### II.2.3.1. Descripción del proceso de formación de la viruta

La teoría más empleada por la comunidad científica para describir el proceso de formación de la viruta en el corte de un único grano es la propuesta por Hahn [Han62]. Ésta plantea que el proceso de corte se produce en tres etapas diferentes: rozamiento, *ploughing* y corte (ver Fig. 10). La transición de una etapa a otra dependerá, en gran medida, del espesor de la viruta en el momento del corte. A pesar de que esta teoría plantea este parámetro como frontera, el proceso de corte también estará condicionado por el tipo de material mecanizado, la forma de los granos, su nivel de desgaste o las condiciones de lubricación.

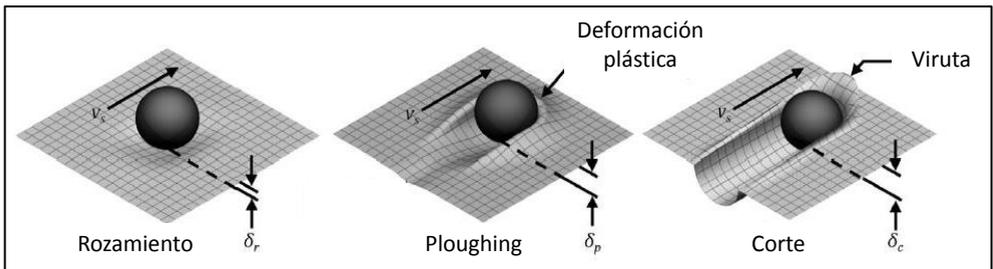


Fig. 10. Etapas durante el proceso de corte de un grano según la teoría de Hahn. Adaptado de [And11].

En el comienzo del contacto entre el grano y la pieza, el material rectificado es deformado elásticamente y toda la energía se consume en el proceso de rozamiento. A medida que el espesor de viruta aumenta, se alcanza la etapa de *ploughing*. En esta segunda etapa, se producen tanto deformaciones elásticas como plásticas y el material frente al grano es desplazado hacia los laterales de éste generándose una ranura en la parte posterior. Debido a que el ángulo de contacto entre la superficie de corte del grano y la pieza es muy pequeño, el material es desplazado pero no se produce el corte. Finalmente, una vez que se ha superado un espesor de viruta crítico, comienza el proceso de corte y formación de la viruta.

Si se analiza la topografía de la muela puede observarse cómo todos los granos no sobresalen de igual manera. Así, durante el proceso de rectificado, en algunos granos se generará viruta, mientras que en otros únicamente habrá rozamiento o *ploughing*. Sin embargo, se ha comprobado que la etapa del proceso de corte dominante a nivel microscópico, es decir, a nivel de grano, tiene un efecto en parámetros macroscópicos del proceso como la energía consumida en el corte o la fracción del calor que es evacuada hacia la pieza [Mal08, Gar14].

### II.2.3.2. El espesor de viruta máximo

El valor máximo de espesor de viruta será empleado en posteriores apartados para estudiar los fenómenos que puedan tener su origen en las características del proceso de formación de la viruta. Por ello, en este apartado, se partirá del análisis del proceso de corte de un grano para estudiar cómo influyen en su valor los diferentes parámetros de rectificado.

El análisis de la trayectoria de corte de un grano podría llevarse a cabo realizando una analogía con el proceso de micro-fresado (Fig. 11). Debido a la composición del movimiento de giro de la muela y del movimiento rectilíneo de la pieza, la trayectoria seguida por cada grano tendría una forma cicloidal. Sin embargo, en el rectificado, la velocidad de giro de la muela ( $v_s$ ) es varios órdenes de magnitud mayor que el de la pieza ( $v_w$ ) y, por ello, podría aproximarse su trayectoria a un arco de circunferencia.

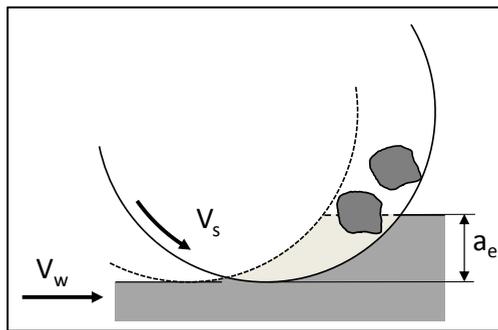


Fig. 11. Analogía con el proceso de micro-fresado

En la Fig. 12 se muestra la trayectoria del corte de dos granos consecutivos. En el caso de rectificado en concordancia, el primer grano entraría en contacto con la pieza en el punto A y saldría de la pieza en el punto B. Así mismo, el siguiente grano seguiría la trayectoria de la curva A'B'. El valor del espesor máximo de viruta vendría dado por la longitud del segmento  $\overline{BC}$ .

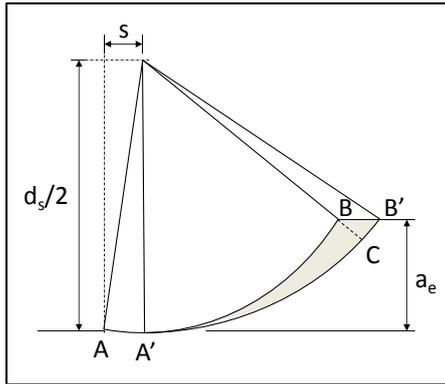


Fig. 12. Trayectoria de corte de dos granos consecutivos

Debido a que el diámetro de la muela es varios órdenes de magnitud mayor que el valor de la profundidad de pasada, la longitud del perímetro de la muela sería muy superior a la del arco  $CB'$  y, por lo tanto, éste podría aproximarse por la tangente a la trayectoria circular en el punto C.

Por otra parte, en la Fig. 12 y en la Fig. 13, el segmento  $BB'$  representaría el avance por grano, es decir, la distancia horizontal avanzada por la muela entre el inicio del corte de dos granos consecutivos. Suponiendo una muela ideal en la que el espaciado entre los granos fuera uniforme y de valor  $L$ , el avance por cada grano ( $s$ ) podría estimarse a partir de la siguiente expresión:

$$s = \Delta t_g \cdot v_w = \frac{L}{v_s} \cdot v_w \quad \text{Ec. 1}$$

donde  $\Delta t_g$  es el tiempo transcurrido entre la entrada en la pieza de dos granos consecutivos.

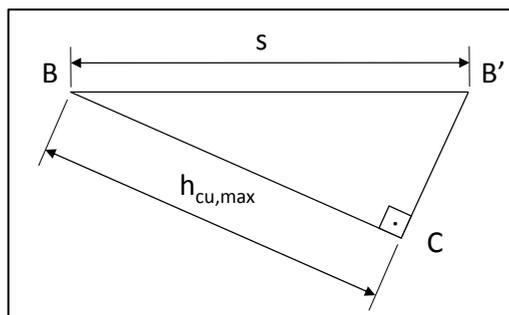


Fig. 13. Representación gráfica simplificada del espesor de viruta

## Capítulo II: Revisión del estado del arte

---

A partir de la Fig. 13 es sencillo deducir geoméricamente el valor teórico del espesor máximo de viruta.

$$h_{cu,max} = 2 \cdot s \cdot \sqrt{\frac{a_e \cdot d_s - a_e^2}{d_s^2}} - \frac{2 \cdot s^2}{d_s} \quad \text{Ec. 2}$$

En la Ec. 2 se puede considerar que el segundo término posee un valor despreciable ya que el espaciado entre granos es varios órdenes de magnitud menor que el diámetro de la muela. Así mismo, para los valores habituales de profundidad de pasada en rectificado  $a_e^2 \ll a_e d_s$ . Teniendo en cuenta estas dos consideraciones, se obtiene una expresión más sencilla para espesor máximo de viruta.

$$h_{cu,max} = 2 \cdot s \cdot \sqrt{\frac{a_e}{d_s}} \quad \text{Ec. 3}$$

Teniendo en cuenta el valor del avance por grano ( $s$ ) definido en la Ec. 1, la expresión simplificada para el valor del espesor máximo de viruta en rectificado queda de la siguiente forma:

$$h_{cu,max} = 2 \cdot L \cdot \frac{v_w}{v_s} \cdot \sqrt{\frac{a_e}{d_s}} \quad \text{Ec. 4}$$

Para obtener el valor del espesor máximo de viruta, únicamente resta cuantificar el espaciado entre granos. Para ello, Malkin [Mal08] propone obtener su valor a partir de medidas topográficas de la superficie de la muela. Así, si se considera que  $K$  es el número de granos activos a lo largo de toda la longitud de la circunferencia, el espaciado entre granos podría obtenerse como:

$$L = \frac{\pi \cdot d_s}{K} \quad \text{Ec. 5}$$

El valor de  $K$  se podría estimar a partir del valor del número de granos activos por unidad de área (obtenido mediante medidas topográficas de forma experimental).

$$K = C \cdot (\pi \cdot d_s \cdot \bar{b}_c) \quad \text{Ec. 6}$$

donde  $\bar{b}_c$  es el valor de medio del ancho de corte de un grano que dependerá de la forma de la sección transversal de la viruta y  $C$  es número de filos de corte activos por unidad de área.

Si se considera, de forma simplificada, la sección transversal de la viruta como un rectángulo de base  $b_c$  y altura igual al espesor de viruta; y con la anchura de corte aumentando de forma proporcional con el espesor de viruta:

$$b_c = r \cdot h_{cu} \quad \text{Ec. 7}$$

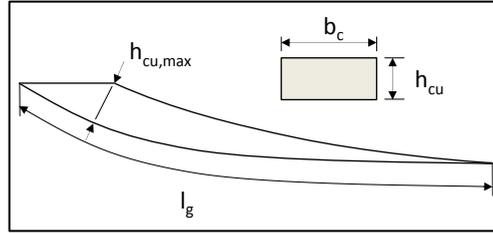


Fig. 14. Representación simplificada de la sección transversal de la viruta.

Debido a que el tamaño del espesor de viruta es varios ordenes de magnitud menor que el de la longitud de contacto, se puede tomar el valor medio del espesor de viruta  $\bar{h}_{cu}$  como la mitad de su valor máximo.

$$\bar{b}_c = \frac{r \cdot h_{cu,max}}{2} \quad \text{Ec. 8}$$

A partir de las ecuaciones Ec. 4-Ec. 8 se obtiene el valor del espesor de viruta máximo en función de los parámetros de rectificado y de los valores asociados a la topografía de la muela.

$$h_{cu,max} = \sqrt{\frac{4}{C \cdot r} \cdot \left(\frac{v_w}{v_s}\right) \cdot \sqrt{\frac{a_e}{d_s}}} \quad \text{Ec. 9}$$

Llegados a este punto, cabe indicar, que la determinación del número de fillos de corte activos por unidad de área (C) puede ser viable a nivel de laboratorio, pero no lo es a nivel industrial. No obstante, esta expresión permite estudiar de forma cualitativa cómo influiría una variación de los parámetros del proceso en el valor del espesor de viruta máximo. Así, por ejemplo, una reducción del ratio de velocidades  $q_s = v_s/v_w$  o un aumento de la profundidad de pasada conllevarían un aumento del espesor de viruta. Este hecho implicaría, entre otros aspectos, que los granos estuvieran sometidos a una carga mayor aumentando la probabilidad de fractura o desprendimiento de los mismos. Por otro lado, también se tendrá que tener en cuenta la influencia del diamantado ya que éste condicionará la topografía de la muela y, como consecuencia, influiría en el valor de los fillos de corte activos por unidad de área (C). Además, este parámetro también se verá influenciado por el desgaste progresivo de la muela a medida que avanza el proceso.

### II.2.3.3. La longitud de la zona de contacto

La determinación de la longitud de la zona de contacto que se establece entre la muela y la pieza durante el rectificado es un parámetro especialmente relevante de cara al estudio de este proceso.

Como se verá posteriormente, para llevar a cabo la modelización térmica del rectificado, el calor generado durante el proceso es considerado como una fuente de calor distribuida sobre la longitud de contacto. Así pues, el valor de este parámetro influirá directamente en la intensidad de calor que entra en la pieza y en la distribución de temperaturas obtenidas. Además, la longitud de contacto también es especialmente relevante en la predicción de la rugosidad final de la pieza o en el estudio del desgaste de los granos de la muela.

Si se consideraran tanto la muela como la pieza como dos sólidos indeformables, el análisis de la longitud de la zona de contacto podría realizarse a partir de su disposición geométrica. En adelante, este valor se denominará como longitud de contacto geométrica ( $l_g$ ) (ver Fig. 15).

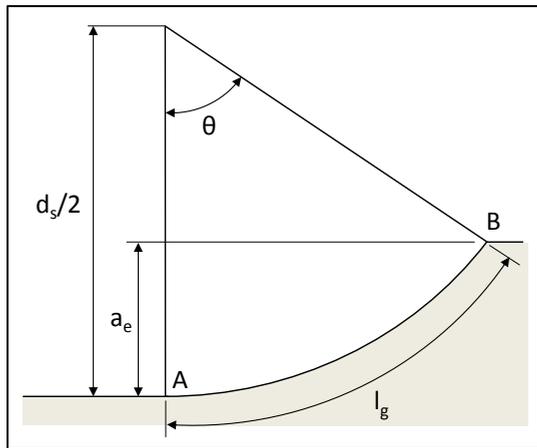


Fig. 15. Definición de la longitud de contacto geométrica

Tal y como se muestra en la Fig. 15, en el caso del rectificado plano, la longitud de contacto geométrica podría asimilarse al arco de circunferencia AB. Debido a que el valor de la longitud de contacto es mucho menor que el perímetro total de la muela, su valor podría aproximarse a partir de la siguiente expresión:

$$l_g = \frac{d_s \cdot \theta}{2}$$

Ec. 10

Para rectificado plano:

$$\theta = \cos^{-1} \left( 1 - \frac{2a_e}{d_s} \right) \quad \text{Ec. 11}$$

Además, teniendo en cuenta que el valor del ángulo  $\theta$  es muy pequeño, se cumplirá la siguiente aproximación:

$$\cos \theta = 1 - \frac{\theta^2}{2} \quad \text{Ec. 12}$$

Teniendo en cuenta la Ec. 10 y la Ec. 12, obtenemos el valor de la longitud de contacto geométrica:

$$l_g = \sqrt{a_e \cdot d_s} \quad \text{Ec. 13}$$

A pesar de que el valor geométrico puede servir como punto de partida para estimar la longitud de contacto, en anteriores trabajos se ha comprobado que es necesario considerar un valor mayor para modelizar adecuadamente el proceso de rectificado convencional [Pom10]. Este hecho se debe a que tanto la muela como la pieza experimentan deformaciones elásticas y, además, el contacto entre ambos cuerpos no es liso sino rugoso.

Debido a la geometría y cinemática del proceso, la medición directa de la longitud de contacto real ( $l_c$ ) resulta muy compleja. Así, algunos autores han desarrollado metodologías experimentales para estimar de forma indirecta la longitud de contacto [Zho92, Qi97, Dar02 y Lef06]. Sin embargo, si se desea obtener una estimación de la longitud de contacto para un número elevado de combinaciones de parámetros, el empleo de estas metodologías experimentales es muy costoso.

Partiendo de esta consideración, algunos autores han tratado de modelizar el proceso de con el objetivo de encontrar expresiones analíticas que permitan estimar el valor de este parámetro. Entre los modelos revisados, uno de los más completos (y ampliamente utilizado) es el desarrollado por Rowe y Qi [Row93]. En este caso, los autores plantean que la longitud de contacto real podría estimarse teniendo en cuenta dos factores: la longitud de contacto geométrica ( $l_g$ ) y una longitud de contacto en la que se incluirían los efectos de las deformaciones elásticas y la rugosidad ( $l_f$ ). La relación entre la longitud de contacto real y estos dos factores vendría dada por la Ec. 14.

$$l_c^2 = l_g^2 + l_f^2 \quad \text{Ec. 14}$$

La estimación del parámetro  $l_f$  se lleva a cabo en dos pasos. En primer lugar, aplicando la teoría de Hertz, se lleva a cabo un estudio de las deformaciones elásticas sin considerar la rugosidad de los cuerpos. A continuación se plantea el contacto entre superficies rugosas llegando a la siguiente expresión:

$$l_f = \frac{8 \cdot R_r^2 \cdot F_n \cdot d_s}{\pi \cdot b_s \cdot E^*} \quad \text{Ec. 15}$$

donde  $R_r$  es un factor experimental que depende de la rugosidad de ambos cuerpos (muela y pieza) y que es determinado de forma experimental,  $F_n$  es la fuerza normal,  $d_s$  es el diámetro de la muela y  $b_s$  es la anchura de la muela comprometida en corte. Por último,  $E^*$  es el valor del módulo de Young equivalente. Este factor tiene en cuenta las propiedades elásticas de la muela y de la pieza y su valor puede calcularse a partir de la Ec. 16.

$$E^* = \left( \frac{1 - \nu_w^2}{E_w} + \frac{1 - \nu_s^2}{E_s} \right)^{-1} \quad \text{Ec. 16}$$

donde,  $E_w$  y  $E_s$  son los módulos de elasticidad de muela y pieza respectivamente y  $\nu_w$  y  $\nu_s$  son los coeficiente de Poisson de la muela y de la pieza respectivamente.

Finalmente, teniendo en cuenta la Ec. 13 y la Ec. 15, el valor de la longitud de contacto real podría estimarse a partir de la siguiente expresión:

$$l_c^2 = \frac{8 \cdot R_r^2 \cdot F_n \cdot d_s}{\pi \cdot b_s \cdot E^*} + a_e \cdot d_s \quad \text{Ec. 17}$$

Por último cabe indicar que, para el caso de los procesos con alta profundidad de pasada (como, por ejemplo, el *creep-feed*) Rowe y Qi [Row93] concluyen que los errores cometidos en las temperaturas predichas al considerar el valor geométrico de la longitud de contacto son menores al 10%. Así, partiendo de esta consideración, otros muchos autores han tomado el valor geométrico de la longitud de contacto en la definición de modelos térmicos del proceso [Mou01, Bri03, Mam03, Wan03, Sal07, Zha09a, Ngu10, Hya13, Föe13, Sal14]. No obstante, esta hipótesis no sería válida en el caso del rectificado convencional en el que resulta imprescindible considerar el efecto de las deformaciones y del contacto rugoso.

## II.2.4. Fuerzas y parámetros energéticos en rectificado

Al igual que en otros procesos de mecanizado, el estudio de la evolución de las fuerzas de corte y de los parámetros relacionados con la energía consumida son de gran utilidad de cara a analizar los fenómenos presentes durante el proceso. Así, por ejemplo, permitirán estudiar aspectos como las deformaciones experimentadas por la pieza o estimar la cantidad de calor generada en la zona de contacto. Por ello, a continuación, se describirán los conceptos y parámetros más importantes relacionados con estas magnitudes físicas.

### II.2.4.1. Fuerzas de corte en el proceso de rectificado

Tal y como se ha descrito anteriormente, el proceso de rectificado es el resultado de la acción de numerosas acciones de micro-mecanizado producidas por el contacto de los

granos abrasivos con la pieza. Así pues, la fuerza de corte total será la suma vectorial de las fuerzas experimentadas por cada uno de los granos:

$$\vec{F}_c = \sum_{i=1}^n \vec{F}_{ci} \quad \text{Ec. 18}$$

La fuerza de corte puede descomponerse a su vez en tres componentes: una en la dirección tangencial a la trayectoria de la muela (fuerza tangencial  $F_t$ ), otra en la dirección normal (fuerza normal  $F_n$ ) y la tercera en la dirección del eje de la muela (fuerza axial  $F_a$ ).

$$\vec{F}_c = \vec{F}_t + \vec{F}_n + \vec{F}_a \quad \text{Ec. 19}$$

La componente en la dirección normal  $F_n$  influirá directamente en las deformaciones experimentadas por la muela y la pieza. Así, su valor habrá de ser tenido en cuenta en el cálculo de parámetros como la longitud de la zona de contacto entre la muela y la pieza. La componente tangencial  $F_t$  estará relacionada con la energía calorífica puesta en juego en el proceso y con las temperaturas generadas en la pieza. Por último, la componente axial  $F_a$  será responsable de la deformación lateral de la muela y de la pieza.

En la Fig. 16 se han representado esquemáticamente cada una de las componentes de la fuerza de corte para una operación de rectificado plano en penetración. En este caso, puede considerarse que la orientación de la fuerza tangencial es muy próxima a la dirección horizontal y la de la fuerza normal muy próxima a la vertical. Además, en este tipo de rectificado, el módulo de la componente axial es muy pequeño por lo que suele considerarse despreciable. Sin embargo, en procesos donde la muela posee un movimiento a través, habrá que tener en cuenta el efecto de la componente axial.

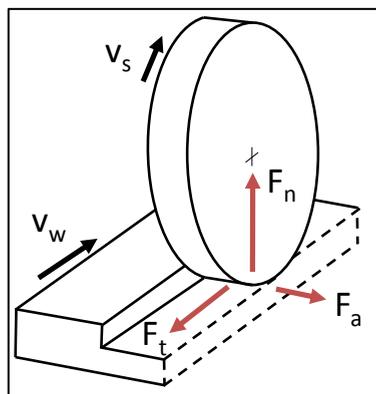


Fig. 16. Fuerzas de rectificado en el rectificado plano en penetración

## Capítulo II: Revisión del estado del arte

Entre los parámetros utilizados para estudiar el rectificado, la relación entre los valores de la fuerza tangencial y la fuerza normal ( $\mu$ ) resulta de especial utilidad.

$$\mu = \frac{F_t}{F_n} \quad \text{Ec. 20}$$

Este parámetro proporcionará información sobre las condiciones de fricción en el contacto entre la muela y la pieza y, por ello, servirá para obtener una medida de la efectividad con la que se elimina el material durante el corte.

A diferencia de otros procesos de mecanizado, en el rectificado la fuerza normal es mayor que la fuerza tangencial y los valores de la relación de fuerzas  $\mu$  oscilan entre 0,2 y 0,7 [Mar04]. En concreto, los valores próximos a 0,2 se corresponden con condiciones en las que la etapa de *ploughing* es predominante durante el proceso de generación de la viruta, mientras los valores cercanos a 0,7 estarán asociados con un proceso de corte más efectivo.

En este sentido, García et al. [Gar14a] observan experimentalmente cómo se produce un aumento brusco del ratio de fuerzas al sobrepasar un determinado valor límite del espesor de viruta equivalente (ver Fig. 17). Los autores identifican este salto con un cambio en la etapa predominante durante el proceso de formación de la viruta. Así, para valores del espesor de viruta inferiores a esta frontera, la mayoría de los granos penetrarán poco en el material y la etapa de *ploughing* sería predominante, mientras que para valores superiores, la etapa de cizalladura será la predominante.

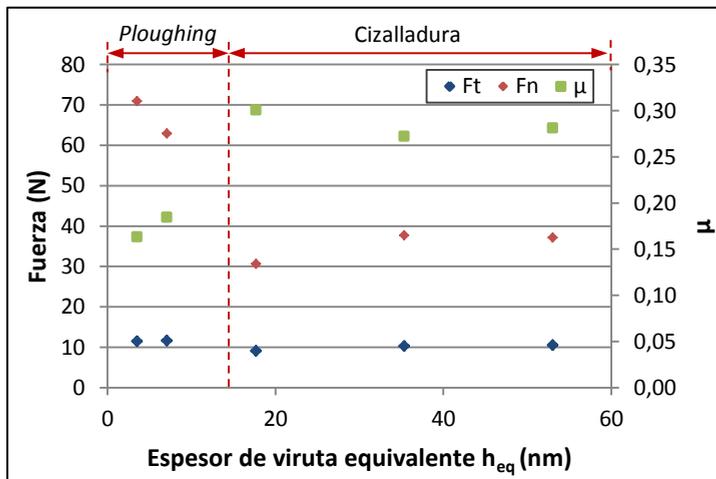


Fig. 17 Influencia del espesor de viruta equivalente en el ratio de fuerzas [Gar14b].

Cabe señalar, que en los ensayos experimentales desarrollados en este trabajo, únicamente se ha modificado la velocidad de avance y, por lo tanto, el valor del espesor de viruta

equivalente (definido en la Ec. 21) puede servir para permitir estimar en qué medida penetra un grano en el material.

$$h_{eq} = \frac{a_e \cdot v_w}{v_s} \quad \text{Ec. 21}$$

Sin embargo, se ha de tener en cuenta que éste es un parámetro relacionado con el volumen de viruta medio arrancado por cada grano y puede resultar engañoso en el estudio de ensayos en los que se varíe conjuntamente la profundidad de pasada y la velocidad de avance de la pieza. Para ilustrar este aspecto, en la Fig. 18 se muestran dos situaciones que poseen el mismo espesor de viruta equivalente y diferente tamaño de viruta. Así pues, el espesor de viruta máximo, podría resultar de mayor utilidad para estimar la influencia de los parámetros de rectificado en la penetración del grano abrasivo en la pieza.

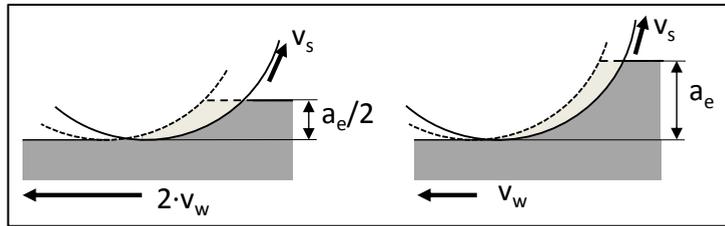


Fig. 18 Efecto de la variación de la velocidad de avance y la profundidad de pasada en el espesor de viruta.

Por otra parte, el valor de las fuerzas de corte en rectificado estará condicionado no solo por los parámetros de corte elegidos, sino también por las propiedades mecánicas del material utilizado y por otros aspectos como el nivel de desgaste de la muela o las condiciones de lubricación de la zona de contacto.

Por ello, a lo largo de los años, numerosos autores han tratado de desarrollar modelos que permitan predecir el valor de las fuerzas de rectificado. La mayoría de estos modelos parten de los resultados de un conjunto de trabajos realizados por Hahn y Lindsey [Hah71, Lin71, Lin86].

Para poder entender el resultado de los trabajos de Hahn y Lindsey, es necesario definir previamente el concepto de caudal de viruta en rectificado. Este parámetro representará la cantidad de material eliminada por unidad de tiempo y, para una operación de rectificado plano en penetración, su valor podrá estimarse a partir de la Ec. 22.

$$Q_w = b_s \cdot a_e \cdot v_w \quad \text{Ec. 22}$$

donde  $b_s$  es el espesor de la muela comprometido en el corte,  $a_e$  es la profundidad de pasada y  $v_w$  es la velocidad de avance.

Sin embargo, el caudal de viruta no permite comparar procesos con muelas de distinta anchura y, por ello, el caudal específico de viruta resulta más adecuado para el análisis del proceso de rectificado. Su valor puede estimarse a partir de la Ec. 23.

$$Q'_w = a_e \cdot v_w \tag{Ec. 23}$$

El objetivo de Hahn y Lindsey es estudiar la evolución de las fuerzas de rectificado con el caudal de viruta. Así, tras llevar a cabo ensayos de rectificado, los autores observan que la relación entre la fuerza normal y el caudal de viruta específico posee dos zonas aproximadamente lineales aunque de pendiente diferente (ver Fig. 19).

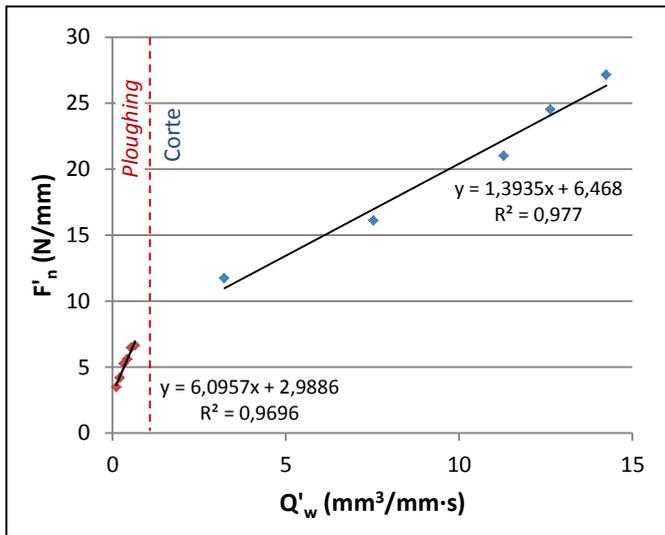


Fig. 19. Relación entre la fuerza normal y el caudal de viruta en el estudio de Lindsey [Lin86].

Ante este resultado, se plantea la hipótesis de que en cada una de estas dos zonas predominan etapas diferentes del proceso de generación de la viruta. Por debajo del caudal de viruta frontera, situado en torno a 1 mm³/(mm·s) en su proceso, predominarán las etapas de rozamiento y *ploughing* mientras que por encima de este valor cobrará importancia la etapa de corte.

Cabe señalar, que esta hipótesis resulta coherente ya que si se compara la Ec. 21 con la Ec. 23, puede observarse cómo el caudal de viruta específico posee un valor proporcional al espesor de viruta equivalente si no se modifica la velocidad de la muela. Éste es el caso de los ensayos llevados a cabo por Hahn y Lindsey.

Snoeys y Peters por su parte [Sno71], proponen emplear una relación potencial para relacionar las fuerzas de corte con el espesor de viruta equivalente:

$$F'_n = F_1 \cdot h_{eq}^f \quad \text{Ec. 24}$$

$$F'_t = F_2 \cdot h_{eq}^f \quad \text{Ec. 25}$$

En las expresiones anteriores,  $F_1$ ,  $F_2$  y  $f$  son parámetros que dependen del estado de desgaste de la muela y de las propiedades mecánicas de la muela y de la pieza.

A pesar de que este modelo puede resultar de utilidad para estudiar de forma cualitativa la influencia de los parámetros de corte en las fuerzas de rectificado, su aplicación práctica resulta muy difícil debido al importante esfuerzo que debe realizarse para caracterizar los parámetros experimentales  $F_1$ ,  $F_2$  y  $f$ . Además, se ha de tener en cuenta que su valor variará durante el rectificado como consecuencia del desgaste de la muela.

#### **II.2.4.2. Parámetros energéticos del proceso de rectificado**

Al igual que las fuerzas de corte, los parámetros relacionados con la potencia y la energía consumidas por el proceso son ampliamente utilizados para analizar los fenómenos físicos que suceden en el rectificado. Además, en el caso en el que la cinemática del proceso sea compleja (como, por ejemplo, durante el rectificado cilíndrico) su medición es más sencilla que la de las fuerzas de corte.

El parámetro energético más empleado a la hora de estudiar el proceso de rectificado es la energía específica  $e_c$ . Este parámetro representa la energía consumida en el proceso por unidad de volumen de material eliminado y su valor puede estimarse a partir de la siguiente expresión:

$$e_c = \frac{P_c}{Q_w} \quad \text{Ec. 26}$$

donde  $P_c$  es la potencia consumida en el proceso y  $Q_w$  es el caudal de viruta eliminado.

Debido a la geometría del proceso de rectificado, puede considerarse que la línea de acción de la fuerza normal pasa por el centro de giro de la muela. Por ello, esta componente de la fuerza no implicará consumo alguno de energía. De esta forma, para el rectificado plano en penetración, la potencia consumida en el proceso podrá obtenerse de la siguiente forma:

$$P_c = F_t \cdot v_c = F_t \cdot (v_s \pm v_w) \quad \text{Ec. 27}$$

donde  $v_c$  es la velocidad de corte.

El signo negativo estará asociado con el proceso de rectificado en concordancia mientras que el positivo se considerará en el rectificado en oposición. En el caso de rectificado convencional, la velocidad de avance de la pieza es varios órdenes de magnitud menor que la de giro de la muela. Por ello, su valor podría despreciarse en el cálculo de la potencia.

$$P_c = F_t \cdot v_s \tag{Ec. 28}$$

Teniendo en cuenta la Ec. 23, la Ec. 26 y la Ec. 28:

$$e_c = \frac{F_t \cdot v_s}{b_s \cdot a_e \cdot v_w} = \frac{F'_t \cdot v_s}{Q'_w} = \frac{F'_t}{h_{eq}} \tag{Ec. 29}$$

donde  $F'_t$  es la fuerza tangencial específica, es decir, la fuerza de corte en dirección tangencial por unidad de ancho de muela en contacto.

Los procesos de mecanizado abrasivo, como el rectificado, se caracterizan por ser energéticamente poco eficientes ya que para eliminar un determinado volumen de material se necesita mucha más energía que en los procesos de mecanizado con herramienta de geometría definida. Así, el valor de la energía específica se sitúa entre 20 y 100 J/mm<sup>3</sup> para el rectificado convencional y entre 1 y 4 J/mm<sup>3</sup> para el torneado.

Al igual que las fuerzas de rectificado, la evolución de la energía específica es habitualmente estudiada comparando su valor con el del espesor de viruta equivalente. Así, a modo de ejemplo, en la Fig. 20 se muestra la relación  $e_c$ - $h_{eq}$  para una serie de ensayos de rectificado plano. Cabe señalar que los valores obtenidos se corresponden con una muela recién diamantada

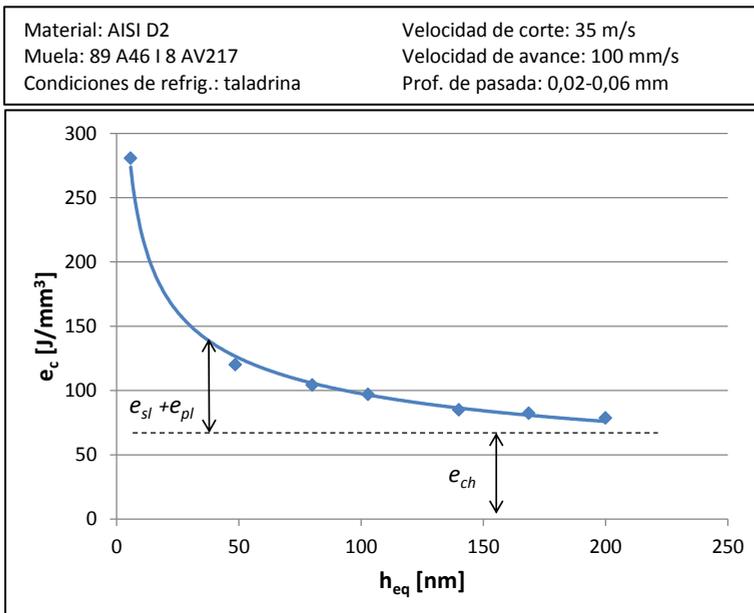


Fig. 20. Variación de la energía específica de corte con el espesor de viruta equivalente.

Tal y como se puede observar, la energía específica es mayor a medida que disminuye el espesor de viruta. Este fenómeno es explicado por Malkin y Anderson [Mal74] partiendo de la teoría propuesta por Hahn [Hah62] para describir el proceso de formación de la viruta (ver apartado II.2.3.1). Así, los autores proponen que cada uno de las tres etapas presentes durante la formación de viruta (rozamiento, *ploughing* y corte) necesitará de un consumo de energía (Ec. 30) y, a continuación, estiman la energía específica asociada a cada uno de ellos.

$$e_c = e_{sl} + e_{pl} + e_{ch} \quad \text{Ec. 30}$$

donde  $e_{sl}$  es la energía específica consumida en la etapa de rozamiento,  $e_{pl}$  es la energía específica consumida en la etapa de *ploughing* y  $e_{ch}$  es la energía específica consumida en la etapa de corte.

En primer lugar, los autores plantean la hipótesis de que si la muela se encuentra recién diamantada la energía consumida en el rozamiento es nula. Esta hipótesis resulta razonable en este caso ya que, tras el diamantado de la muela, los filos de corte se encontrarán intactos. No obstante, a medida que avance el proceso, los granos irán perdiendo filo y aumentará la superficie de la muela ocupada por caras planas. Este efecto habrá de ser tenido en cuenta a la hora de emplear gráficos como el mostrado en la Fig. 20 ya que el desgaste de la muela implicará necesariamente un aumento de la energía consumida en el rozamiento, y por lo tanto, de la energía específica consumida en el proceso de rectificado.

Por otra parte, los autores proponen que la etapa de *ploughing* requerirá de una menor energía específica a medida que aumente el espesor de viruta ya que se alcanzará antes el espesor de viruta crítico para que comience la cizalladura. En el límite, la duración de esta etapa sería despreciable y la energía consumida por el proceso se correspondería prácticamente en su totalidad con la energía consumida durante el proceso de corte  $e_{ch}$ .

Seguidamente, para estimar el valor de la energía consumida en el corte, proponen que esta última etapa se produce de forma adiabática como consecuencia de las elevadas velocidades de deformación a las que se produce el corte. Para confirmar este planteamiento, observan las virutas obtenidas mediante microscopía electrónica y determinan que éstas no se han fundido durante el proceso. En este sentido, cabe señalar, que el hecho de que el material no se encuentre fundido no implica que este no haya podido absorber energía durante el proceso y, por lo tanto, podría concluirse que los autores no presentan evidencias científicas suficientes que demuestren que el proceso se da de una forma adiabática.

A pesar de ello, sí que resulta coherente pensar que el descenso observado en la energía específica al aumentar el espesor de viruta sea consecuencia de la reducción de duración de la etapa de *ploughing*.

Partiendo de un estudio teórico de la distribución de temperaturas en la pieza, Malkin et al. [Mal78] proponen emplear la Ec. 31 para estimar la temperatura máxima que se alcanzará en la superficie al generarse una energía específica determinada.

$$e_c = e_0 + J \cdot T_{max} \cdot d_e^{1/4} \cdot a_e^{-3/4} \cdot v_w^{-1/2} \tag{Ec. 31}$$

donde  $e_0$  se corresponde con el 45% de la energía específica necesaria para elevar la temperatura del material hasta su punto de fusión (en torno a  $6,2 \text{ J/mm}^3$  en aceros),  $J$  es una constante que depende del material,  $T_{max}$  es la temperatura máxima alcanzada por la superficie de la pieza y  $d_e$  es el diámetro equivalente.

Los autores llevan a cabo ensayos experimentales variando  $a_e$ ,  $d_e$  y  $v_w$  e identifican que los valores de  $e_c$  obtenidos con la Ec. 31 para un único valor de  $T_{max}$  se encuentran próximos a aquellos en los que comienza el proceso de revenido en la pieza (Fig. 21). A partir de este resultado, en futuros trabajos [Ste01, May02] se ha planteado que la Ec. 31 puede ser de utilidad para predecir durante el rectificado el momento en el que se produce el revenido en la pieza. No obstante, para aplicar esta metodología, es necesario conocer durante el proceso la profundidad de pasada introducida y el diámetro de la muela siendo muy compleja su implementación en un entorno industrial.

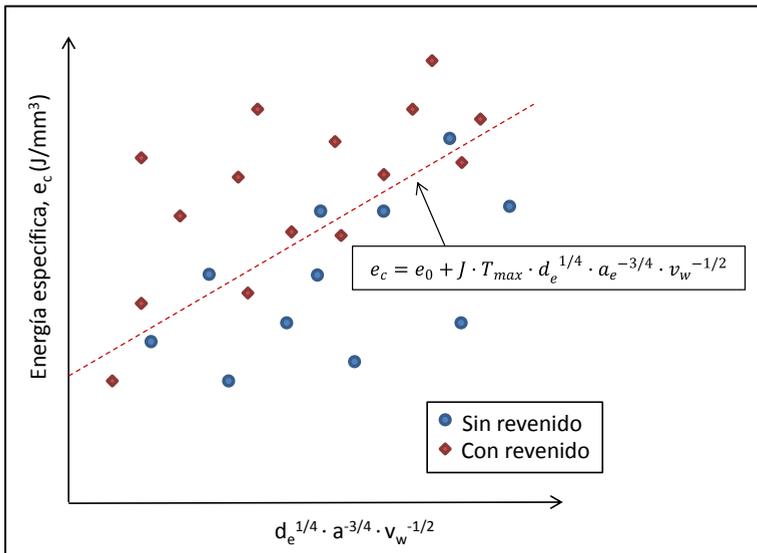


Fig. 21 Representación esquemática de la relación entre la Ec. 31 y el inicio del proceso de revenido.

Otro de los parámetros energéticos utilizados para estudiar el proceso de rectificado es la potencia consumida en el proceso por unidad de área de contacto  $P''_c$ . Su valor puede estimarse a partir de la siguiente expresión:

$$P''_c = \frac{P_c}{b_s \cdot l_c} = \frac{F_t \cdot v_s}{b_s \cdot l_c} \quad \text{Ec. 32}$$

Brinksmeier [Bri91] observa que existe una relación entre este parámetro y las tensiones residuales en la superficie de la pieza tras el proceso de rectificado. No obstante, ha de tenerse en cuenta que para el cálculo de la energía consumida por unidad de área es necesario conocer el valor de la longitud real de la zona de contacto. Ante la dificultad de obtener este parámetro, el autor utiliza la longitud de contacto geométrica.

Para valores bajos de  $P''_c$ , en el proceso de corte, el material se deformará de forma elástica y el efecto del rozamiento será predominante. Como consecuencia, los gradientes térmicos generarán tensiones residuales de tracción. Si se aumenta la potencia por unidad de área, el material comenzará a deformarse plásticamente y esta deformación introducirá fuertes tensiones residuales de compresión. Sin embargo, si se continúa aumentando  $P''_c$ , un aumento excesivo de la temperatura en la pieza provocará una deformación plástica de origen térmico. Al enfriarse la pieza, se generarán en ésta tensiones residuales de tracción. Así, para valores elevados de  $P''_c$ , esta componente térmica de tracción puede llegar a ser muy superior a la componente mecánica de compresión. La generación de valores pequeños de  $P''_c$  podrá favorecerse disminuyendo el caudal de viruta o la velocidad de corte, así como introduciendo un fluido lubricante en la zona de contacto.

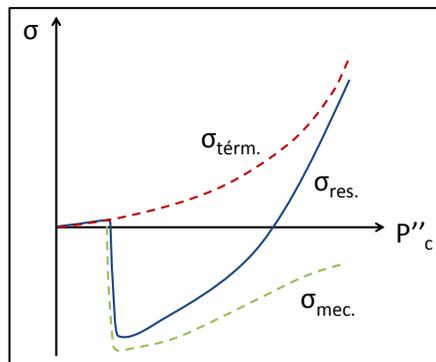


Fig. 22. Evolución de las tensiones residuales con el aumento de la energía por unidad de área [Bri91].

Lierse [Lie98], a partir del estudio de trabajos relacionados con la soldadura y los procesos laser, plantea que no sólo tiene importancia la potencia suministrada por unidad de área, sino que también ha de tenerse en cuenta el tiempo de aplicación. Por ello, propone que

para estudiar las tensiones residuales en la pieza resulta más adecuado hacerlo a partir de la energía por unidad de área ( $E''_c$ ).

$$E''_c = P''_c \cdot \Delta t = P''_c \cdot \frac{l_c}{v_w} = \frac{F_t \cdot v_s}{b_s \cdot v_w} \quad \text{Ec. 33}$$

donde  $\Delta t$  es el tiempo de contacto entre la muela y la pieza.

En un trabajo posterior, Kruzynski y Wójcik [Kru01] observan que para rectificado plano en penetración existe una relación entre  $E''_c$  y la distribución de tensiones residuales en la pieza. Esta correlación entre ambos parámetros es confirmada por Zeppenfeld [Zep05] para rectificado *speed stroke* y por Tönissen et al. [Tön12] para rectificado *quick point*.

### II.2.5. La influencia del fluido de corte en rectificado

Al igual que en otros procesos de mecanizado, el uso del fluido de corte en rectificado resulta vital para mejorar la calidad del proceso. En el caso del rectificado, el fluido de corte posee un papel importante en la refrigeración, la lubricación o la limpieza de la zona de contacto. A continuación se comentará cada uno de estos cuatro aspectos.

#### a) Refrigeración

Tal y como se ha comentado previamente, el aumento excesivo de la temperatura puede generar daños en la pieza rectificada y, por ello, resulta imprescindible refrigerar la pieza durante el proceso.

El uso de fluidos de corte está ampliamente extendido debido a su doble acción refrigerante. Por un lado, el fluido que penetra en la intercara entre la muela y la pieza evacúa parte del calor generado ayudando a disminuir el valor de la temperatura máxima alcanzada. Por otro lado, el fluido de corte fuera de la zona de contacto disminuye la temperatura global de la pieza y evita que se produzca un calentamiento excesivo en las sucesivas pasadas de rectificado.

A pesar de que la refrigeración global de la pieza resulta relativamente sencilla de conseguir, la correcta refrigeración de la zona de contacto puede ser una tarea complicada [Lop13]. En los procesos en los que la velocidad de la muela es elevada, la generación de una barrera de aire alrededor de la muela dificulta la entrada de refrigerante. Con el objetivo de romper esta barrera, la orientación de la boquilla así como la presión de salida del fluido refrigerante deberán ser correctamente seleccionadas. Además, en el caso de utilizarse soluciones con base agua, el calor generado en la zona de contacto podría producir la evaporación del fluido de corte y la generación de una capa aislante sobre la zona de contacto [Lef06]. Este efecto es conocido como *“film-boiling”*.

### b) Lubricación

Como se ha visto en apartados anteriores, el contacto entre los granos abrasivos y el material de la pieza posee una influencia directa en las fuerzas del proceso o en la energía específica consumida, entre otros aspectos. Así, una buena lubricación del proceso evitará la aparición de problemas relacionados con fenómenos dinámicos o con el aumento del calor generado en la zona de contacto. Además, redundará en una mejora global del proceso ya que, por ejemplo, mejorará la rugosidad superficial de la pieza acabada [Bri99].

Tradicionalmente, se han empleado como fluidos de corte disoluciones de aceite en agua (taladrinas) o los aceites de corte. Sin embargo, se ha observado que estos últimos presentan una mejor capacidad de lubricación que los fluidos de corte con base agua [Mal08]. Con el objetivo de ilustrar este aspecto, en la Fig. 23 se puede observar la evolución del porcentaje de la superficie de la muela ocupada por caras planas en función de la cantidad de material eliminado para cuatro fluidos de corte. Como se puede ver, a medida que aumenta la proporción de aceite, la tasa de generación de caras planas disminuye.

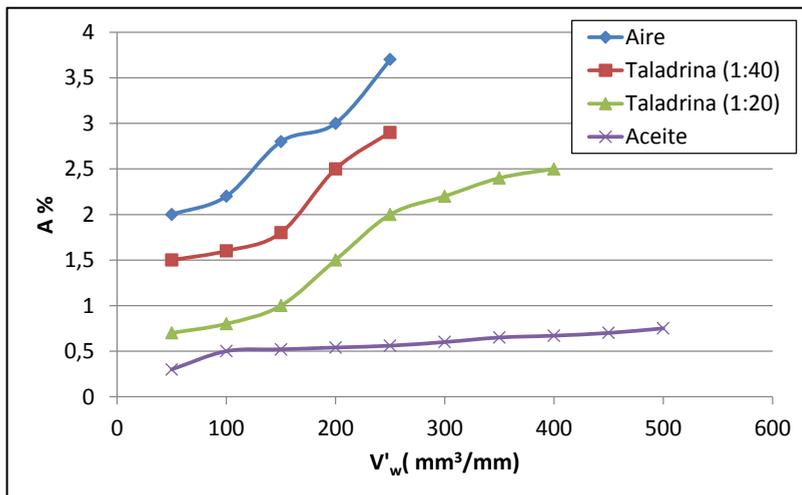


Fig. 23. Evolución de la proporción de superficie ocupada por caras planas en función de la cantidad de material eliminado (diferentes fluidos de corte) [Mal08].

Cabe señalar que en los últimos años se han llevado a cabo nuevos desarrollos con el propósito de mejorar la lubricación en la zona de contacto. Así, por ejemplo, Setti et al. [Set15] proponen el empleo de nano partículas para reducir la fricción entre el grano y la pieza.

### c) Limpieza

Además del efecto lubricante y refrigerante, los fluidos de corte ayudan a evacuar el material mecanizado. En el caso en el que la evacuación de la viruta no se realizara de forma correcta la muela podría embotarse en exceso, reduciendo su capacidad de corte y aumentando las fuerzas de rectificado. Este efecto cobra mayor importancia en el caso de rectificado de aleaciones termo-resistentes o en el rectificado *creep-feed* donde la muela se tiende a embotar con mayor facilidad [Hei12]. En algunos casos, la limpieza producida por el fluido de corte aplicado en la zona de contacto puede resultar insuficiente. Ante esto, se añade otra tobera de limpieza en una zona alejada de la zona de contacto.

### d) Mejora de las condiciones mecánicas y químicas del contacto.

La introducción de un fluido de corte puede tener otros beneficios adicionales en el proceso. Por un lado, los pequeños efectos vibratorios se verán amortiguados por el fluido de corte y esto provocará una mejora de la calidad superficial de la pieza. Por otro lado, la presencia de algunos compuestos químicos en el fluido (como el azufre o el cloro) reducirá el efecto de los fenómenos físico-químicos que generan la aparición de caras planas en los granos [Xu15].

No obstante, el empleo de fluido de corte presenta una serie de inconvenientes que han de ser considerados. Por un lado, suponen entre un 15 y un 20% de los costes de producción [Pus10]. Además, debido a su toxicidad, su proceso de reciclado es complejo y los valores de estos fluidos pueden provocar problemas respiratorios en los operarios.

Así pues, algunos trabajos de investigación han estudiado la posibilidad de eliminar por completo el fluido de corte del proceso. Sin embargo, bajo estas condiciones, aspectos como la precisión de la pieza, el acabado superficial o el desgaste de la muela se ven penalizados [Ebb00]. A pesar de ello, se han encontrado estudios que tratan de minimizar los efectos adversos del rectificado en seco. Así, por ejemplo, Aurich et al. [Aur08] llevan a cabo un estudio en el que se desarrolla una muela de CBN electrodepositada con los granos colocados en filas paralelas. Tawakoli y Azarhoushang por su parte [Taw08], estudian la posibilidad de asistir el proceso mediante ultrasonidos y observan que al introducir esta tecnología las fuerzas de corte se ven reducidas entre un 50% y un 70%.

Por otra parte, otros autores han desarrollado tecnologías lubricación y refrigeración alternativas a las tradicionales con el objetivo de reducir la cantidad de fluido de corte empleada. En este sentido, se ha comprobado que mediante la implementación la técnica del MQL (Minimum Quantity Lubricant) en el proceso de rectificado pueden obtenerse buenos acabados superficiales (con rugosidades inferiores a 0,5 Ra) y desgastes de muela comparables a los obtenidos con fluido de corte convencional [Pom10, Sil13, Nad15].

## II.3. EL PROBLEMA TÉRMICO EN RECTIFICADO

Tal y como se ha descrito en los apartados anteriores, durante el rectificado, la energía invertida en el rozamiento y en la deformación plástica del material es muy superior a la consumida en el corte. Debido a ello, gran parte de la energía consumida es transformada en calor en la zona de contacto, aumentando así la temperatura de la pieza.

Durante el proceso, se deberá controlar el aumento excesivo de la temperatura ya que, de lo contrario, pueden aparecer en la pieza diferentes tipos de daño térmico que hagan que ésta sea rechazada. En este sentido, la modelización térmica del rectificado es una herramienta útil de cara a estimar la temperatura que alcanzará la pieza durante el proceso con los parámetros de corte seleccionados.

En este apartado, en primer lugar, se describirán los daños térmicos que pueden aparecer en la pieza durante el rectificado. Seguidamente, se presentarán los trabajos revisados cuyo objetivo ha sido modelizar el campo de temperaturas en la pieza durante el rectificado.

### II.3.1. Daños térmicos en piezas rectificadas

Los datos térmicos que pueden aparecer en la pieza tras el rectificado son los siguientes:

- Decoloración de la pieza producida por la oxidación acelerada.
- Tensiones residuales de tracción.
- Transformaciones de fase metalúrgicas (principalmente generadas por la aparición de revenido y/o retemplado).

A continuación se describirán brevemente cada uno de estos fenómenos. No obstante, se ha de tener en cuenta que, si bien se van a presentar de forma separada, estos ocurren habitualmente de forma simultánea.

#### *a) Decoloración*

La decoloración de la pieza es consecuencia de un proceso de oxidación acelerado por las altas temperaturas en la superficie de ésta. En el caso de los aceros, este proceso se hace especialmente notorio a partir de los 300-400°C y es uno de los primeros síntomas que indica que las temperaturas alcanzadas por la pieza son excesivas. Con el objetivo de ilustrar este efecto, la Fig. 24a muestra un engranaje en el que se pueden observar variaciones en la coloración del material producidas por el proceso de oxidación.

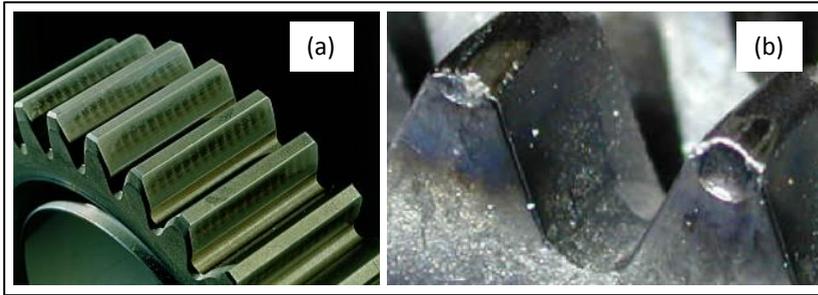


Fig. 24 Daños térmicos en engranajes rectificados. Fuentes Sauter Bachmann y [Pau10].

b) Tensiones residuales de tracción

Durante el proceso de rectificado, la zona superficial de la pieza alcanza temperaturas elevadas mientras que el material que se encuentra en el interior apenas varía su temperatura. Como consecuencia de este efecto, la expansión térmica del material de la superficie se ve impedida y se generan tensiones de compresión en esta zona de la pieza (ver Fig. 25). En el caso en el que la temperatura sea suficientemente alta, las tensiones pueden llegar a sobrepasar la tensión de fluencia del material produciéndose una deformación plástica de éste.

Durante el enfriamiento de la pieza, la zona deformada plásticamente se acortará en mayor medida y, debido a la necesidad de continuidad en el material, se generarán tensiones residuales de tracción en la superficie. Además, ha de tenerse en cuenta que este proceso se ve favorecido por el hecho de que el valor de la tensión de fluencia decrece a medida que se eleva la temperatura del material.

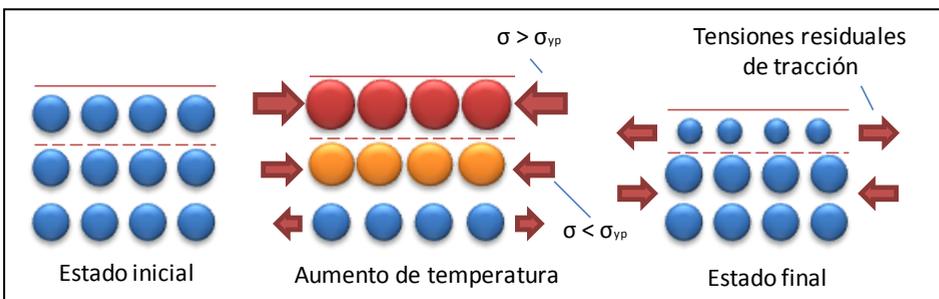


Fig. 25 Generación de tensiones residuales en la superficie por el efecto de la deformación termo-plástica.

### c) Cambios en la estructura metalúrgica del material

La variación de la temperatura durante el proceso de rectificado puede dar lugar a la aparición nuevas fases metalúrgicas en la pieza o a cambios en las fases presentes en ésta. Así, la aparición de una fase metalúrgica de menor dureza podría reducir la resistencia al desgaste de la pieza y acortar su vida en servicio. A modo de ejemplo, en la Fig. 24b se muestra un engranaje que ha sufrido un desgaste acelerado por la pérdida de dureza durante el proceso de rectificado.

En el caso del rectificado de piezas de acero templadas y revenidas, si el material en la superficie supera la temperatura de austenización (en torno a los 750°C), se generará una capa de martensita sin revenir de una dureza superior a la de la fase original. No obstante, a pesar de que las temperaturas no sean tan elevadas como para generar una reaustenización del material, pueden ser suficientes para producir un segundo revenido que disminuya la dureza del material.

A modo de ejemplo, en la Fig. 26 se muestra una micrografía de una pieza de acero AISI 52100 que ha sufrido cambios metalúrgicos durante el proceso de rectificado junto con la evolución de la dureza del material en profundidad. Tal y como se puede observar, en la zona superficial existe una zona re-endurecida de aproximadamente 50  $\mu\text{m}$  que posee una dureza superior a la dureza inicial del material. Esta zona habrá alcanzado una temperatura suficientemente elevada como para producir la reaustenización de la pieza. Sin embargo, el material que se encuentra por debajo de esta zona re-endurecida y hasta una profundidad de 300  $\mu\text{m}$  ha disminuido su dureza. En esta zona de la pieza, las temperaturas no habrán sido tan elevadas como para producir una reaustenización del material, pero sí habrán sido suficientes para producir en éste un segundo revenido.

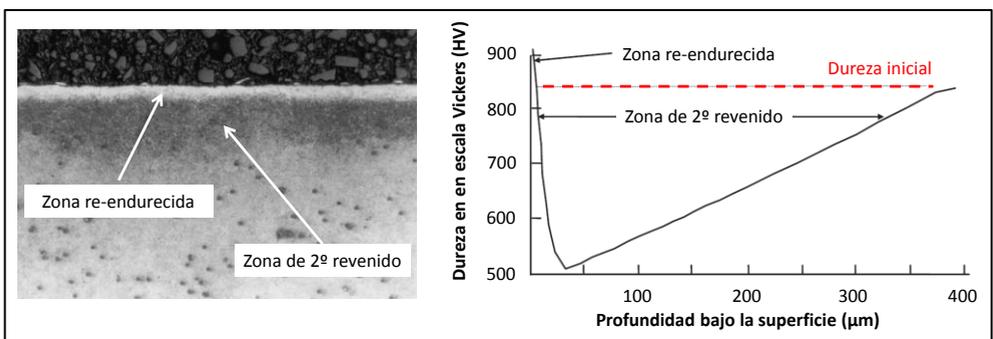


Fig. 26 Cambios de fase producidos por el proceso de rectificado en una pieza de acero AISI 52100 templada y revenida (adaptada de [Mar04]).

### II.3.2. Modelización térmica del proceso de rectificado

La aparición de alguno de los daños térmicos descritos en el apartado anterior resulta especialmente grave si se tiene en cuenta que la pieza posee un elevado valor añadido cuando llega a la etapa de rectificado. Por ello, la modelización térmica del proceso resultará de utilidad si se quiere controlar la aparición de daño térmico y optimizar el proceso de puesta a punto.

Tal y como se ha presentado anteriormente, el rectificado es el resultado de la superposición de numerosos procesos de micro-mecanizado en los que los granos de material abrasivo interactúan con la pieza. No obstante, estas acciones de micro-mecanizado poseen una duración que se encuentra en el orden de las decenas de microsegundos siendo el efecto de la acción conjunta de todos los granos el responsable de la aparición de daño térmico en la pieza [Row96, Bat05, Lef12].

La Fig. 27 muestra la evolución de la temperatura en un punto de la superficie de la pieza durante el proceso de rectificado. En ésta, se pueden observar picos de temperatura de muy corta duración (*spike temperatures*) que se corresponden con la acción de cada uno de los granos con la superficie rectificada. Cabe mencionar que, actualmente, los sensores de temperatura no poseen tiempos de respuesta lo suficientemente cortos como para detectar los fuertes gradientes térmicos que se producen durante cada acción de micro-mecanizado. Por ello, los valores reales de estos picos de temperatura serán superiores a los registrados experimentalmente. Por otro lado, se puede observar cómo los picos de temperatura se superponen sobre una distribución de temperaturas “de base” (*background temperature*). Ésta es la responsable de la aparición de daño térmico en la pieza y, por ello, el análisis térmico del proceso ha de tener como objetivo la predicción de este tipo de distribución de temperatura.

Para la predicción del campo de temperaturas “de base”, la mayoría de los modelos existentes consideran el calor generado en la zona de contacto como una fuente de calor que recorre la superficie de la pieza. La definición de esta fuente de calor presenta dos aspectos a resolver: la cuantificación del calor generado durante el proceso y la distribución del calor en la zona de contacto. Estos dos aspectos serán tratados en los apartados II.3.2.1 y II.3.2.2.

Por otro lado, la modelización de cada una de las variantes del proceso de rectificado requerirá de la consideración de hipótesis diferentes. Por ello, en los siguientes apartados (II.3.2.3 y II.3.2.4) se hará una revisión de los modelos presentados por otros autores para simular el rectificado convencional y los procesos de rectificado con alta profundidad de pasada.

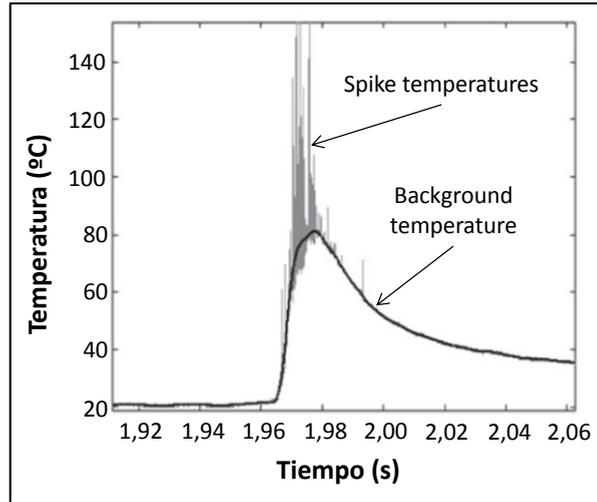


Fig. 27 Distribución experimental de temperaturas en rectificado (adaptada de [Bat05]).

### **II.3.2.1. El calor generado durante el proceso de rectificado**

Como se ha comentado previamente, en el rectificado, puede considerarse que toda la energía consumida en el proceso de corte se transforma íntegramente en energía calorífica en la zona de contacto. De esta forma, el calor generado en la unidad de tiempo puede tomarse estimarse a partir de la medida potencia de corte (Ec. 34).

$$\dot{Q}_t \cong P_c = F_t \cdot v_s \quad \text{Ec. 34}$$

Por otro lado, ha de tenerse en cuenta que el calor generado se distribuirá en toda la zona de contacto. Así, de cara a comparar distintos procesos de rectificado, resulta de mayor utilidad considerar el flujo de calor generado en el proceso por unidad de tiempo  $\dot{q}_t$ .

$$\dot{q}_t = \frac{\dot{Q}_t}{b_s \cdot l_c} \cong \frac{P_c}{b_s \cdot l_c} = \frac{F_t \cdot v_s}{b_s \cdot l_c} \quad \text{Ec. 35}$$

Tal y como se muestra en la Fig. 28, el flujo de calor generado en la zona de contacto  $\dot{q}_t$  será evacuado por cuatro caminos diferentes: por el fluido de corte  $\dot{q}_f$ , por la muela de rectificado  $\dot{q}_s$ , por la propia pieza  $\dot{q}_w$  y por las virutas de material eliminado  $\dot{q}_{ch}$  (ver Fig. 28).

Así, el balance térmico del proceso de rectificado estará representado por la Ec. 36.

$$\dot{q}_t = \dot{q}_f + \dot{q}_s + \dot{q}_w + \dot{q}_{ch} \quad \text{Ec. 36}$$

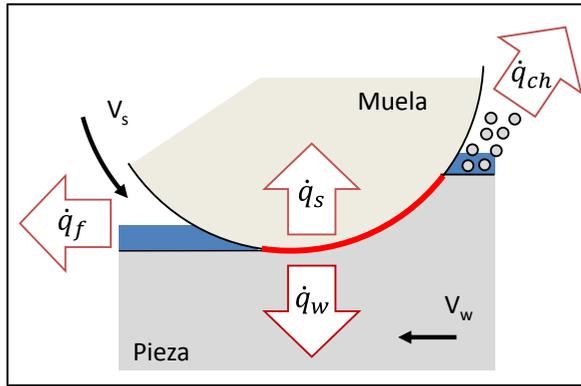


Fig. 28 División del calor generado en la zona de contacto

Si se considera la fracción de calor total que es evacuada por cada uno de estos cuatro caminos, la Ec. 36 puede reescribirse de la siguiente forma:

$$\dot{q}_t = R_f \cdot \dot{q}_t + R_s \cdot \dot{q}_t + R_w \cdot \dot{q}_t + R_{ch} \cdot \dot{q}_t \quad \text{Ec. 37}$$

donde los parámetros  $R_i$  indican la fracción del calor total evacuado por cada una de las cuatro vías de evacuación de calor en tanto por uno.

En la bibliografía consultada, se han hallado dos metodologías para estudiar y cuantificar los distintos factores  $R_i$ . Algunos autores han determinado sus valores de forma puramente teórica a partir de estudio del contacto entre un grano y la pieza. Otros, sin embargo, lo han hecho mediante un cálculo inverso, es decir, comparando las temperaturas predichas por un modelo teórico con las medidas experimentalmente. En los apartados II.3.2.3 y II.3.2.4, se describirán los modelos térmicos del proceso desarrollados por otros autores y se mostrarán los valores estimados para los factores  $R_i$  bajo diferentes condiciones de rectificado.

### **II.3.2.2. Distribución del calor en la zona de contacto**

El conocimiento preciso de cómo se reparte el calor en la zona de contacto resulta vital si se quiere obtener una distribución de temperaturas en la pieza lo más próxima a la realidad. Sin embargo, debido a la complejidad matemática que supone la consideración de una distribución no uniforme en la zona de contacto, los primeros trabajos consideran que el calor se distribuye de manera uniforme [Out52, Des70b].

En un trabajo posterior, Kohli et al. [Koh95] presentan un modelo analítico del proceso de rectificado y calculan el campo de temperaturas con dos tipos diferentes de distribuciones de calor. En primer lugar, consideran una distribución uniforme  $y$ , a continuación, argumentan que una distribución triangular podría ser más adecuada debido a que la

cantidad de material eliminado aumenta a medida que el grano avanza en el proceso de corte. Por último, los autores comparan la evolución de la temperatura predicha en ambos casos con medidas experimentales de temperatura en la pieza.

Tal y como se puede observar en la Fig. 29, la distribución de temperaturas obtenida con la fuente de distribución triangular se aproxima más a la obtenida experimentalmente. A partir de este resultado, puede concluirse que la consideración de una distribución uniforme del calor resulta inadecuada si se quiere predecir la evolución de la temperatura en la pieza. No obstante, cabe señalar que las temperaturas máximas predichas en ambos casos son muy similares y, por ello, la consideración de una distribución uniforme del calor podría ser adecuada si únicamente se desea predecir la temperatura máxima en la pieza.

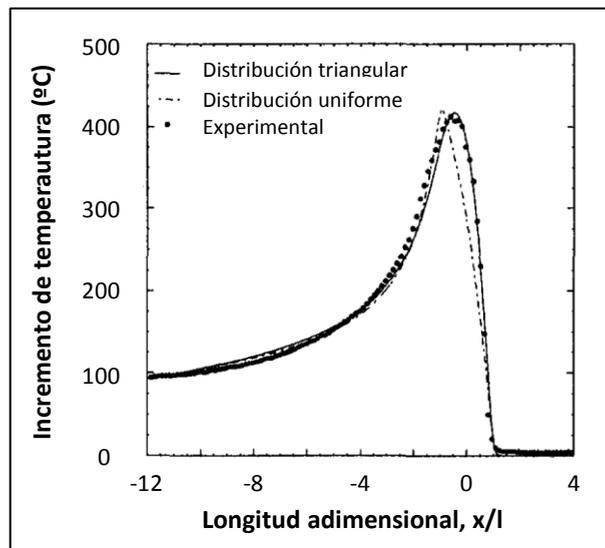


Fig. 29 Distribuciones de temperatura teóricas y experimentales obtenidas por Kohli et al. (adaptada de [Koh95])

Por su parte, Zhang y Mahdi [Zha95] en un trabajo contemporáneo al de Kohli et al. [Koh95] también plantean que la distribución triangular del calor podría ser adecuada para modelizar el proceso. Sin embargo, a partir de medidas experimentales de la temperatura observan que la distribución de temperaturas en la pieza es diferente si el rectificado se lleva a cabo en concordancia o en oposición (ver Fig. 30).

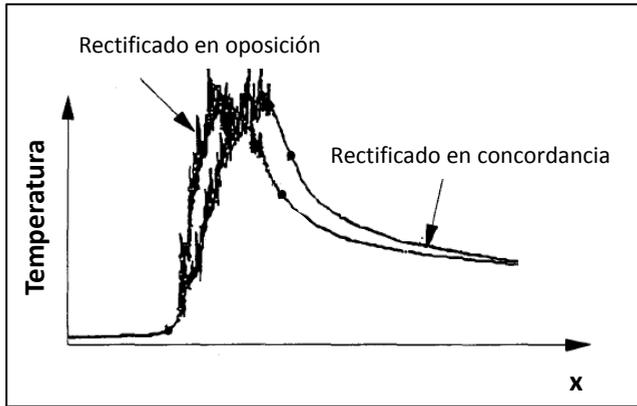


Fig. 30 Distribuciones de temperatura para rectificado en concordancia y en oposición [Wag91]

A partir de este resultado, los autores proponen considerar una distribución de calor en forma de triángulo escaleno en el que su máximo estará situado a una distancia  $\xi_a$  del centro de la zona de contacto (ver Fig. 31). A continuación, Zhang y Mahdi modelizan el proceso de rectificado mediante el método de los elementos finitos y observan que a medida que el parámetro  $\xi_a$  aumenta, se alcanza antes el punto de temperatura máxima. De esta forma, la modelización del rectificado en oposición requerirá de un valor de  $\xi_a$  mayor que el rectificado en concordancia. No obstante, se echa en falta una validación experimental del modelo propuesto que permita cuantificar el valor de  $\xi_a$  para cada tipo de rectificado.

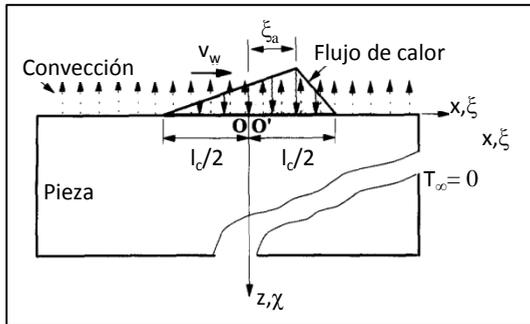


Fig. 31 Esquema del modelo térmico presentado por Zhang y Mahdi [Zha95]

En un trabajo posterior, Guo y Malkin [Guo96a] determinan la distribución del calor mediante la comparación de las temperaturas predichas con un modelo teórico (desarrollado por los autores en un trabajo anterior [Mal89]) y las temperaturas medidas de forma experimental. Así mismo proponen tres métodos matemáticos para realizar este cálculo inverso y estudian la influencia en la precisión de los resultados de dos aspectos: la frecuencia de muestreo y la profundidad de colocación del sensor de temperaturas.

El primero de los métodos es denominado como “método de comparación de temperaturas”. Los autores parten de la expresión propuesta por Jaeger [Jae42] para el cálculo de la temperatura en régimen estacionario (Ec. 38).

$$T(x, z) = \int_{x_b}^{x_a} \frac{1}{\pi \cdot k_w} \cdot q_w(\xi) \cdot e^{\frac{v_w \cdot (x-\xi)}{2\alpha_w}} \cdot K_0 \left\{ \frac{v_w}{2 \cdot \alpha_w} \cdot [(x - \xi)^2 + z^2]^{1/2} \right\} d\xi \quad \text{Ec. 38}$$

Donde  $q_w(\xi)$  es la distribución de la fuente de calor,  $k_w$  es la conductividad térmica del material,  $\alpha_w$  es la difusividad térmica del material,  $K_0$  es la función modificada de Bessel de segundo orden y  $v_w$  es la velocidad de la pieza que coincide con la de la fuente móvil.

A continuación, se discretiza la fuente de calor dividiendo ésta en “n” segmentos donde el calor se considera constante:

$$T(x, z) = \sum_{i=1}^n q_w^i \int_{x_b}^{x_a} \frac{1}{\pi \cdot k_w} \cdot e^{\frac{v_w \cdot (x-\xi)}{2\alpha_w}} \cdot K_0 \left\{ \frac{v_w}{2 \cdot \alpha_w} \cdot [(x - \xi)^2 + z^2]^{1/2} \right\} d\xi \quad \text{Ec. 39}$$

Guo y Malkin resuelven esta ecuación mediante el método de las diferencias finitas y observan que para que el método sea matemáticamente estable la frecuencia de muestreo de la señal experimental de temperatura ha de ser lo más baja posible. No obstante, debido a los altos gradientes térmicos presentes en el proceso de rectificado, la utilización de frecuencias de muestreo bajas dificulta la correcta medida de las temperaturas en la pieza.

El segundo método se denomina “método integral”. Para su definición, se parte de la ecuación de transferencia de energía en régimen estacionario en dos dimensiones. Además, se consideran las propiedades del material como constantes con la temperatura.

$$\rho_w \cdot c_w \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = -\frac{\partial q_x}{\partial x} - \frac{\partial q_z}{\partial z} \quad \text{Ec. 40}$$

donde  $q_x$  y  $q_z$  son los flujos de calor en las direcciones x y z respectivamente.

Para el caso del rectificado convencional, la conducción en la dirección x (dirección de avance de la pieza) puede considerarse despreciable frente a la conducción en la dirección z. Teniendo esta condición en cuenta, y operando, la Ec. 40 queda de la siguiente forma:

$$q_z(x, z = 0) = \rho_w \cdot c_w \cdot v_w \int_0^\delta \frac{\partial T}{\partial x} dz - k_w \cdot \left. \frac{\partial T}{\partial z} \right|_{z=\delta} \quad \text{Ec. 41}$$

donde  $\delta$  es distancia a la superficie en la cual se ha medido la distribución de temperaturas.

Esta ecuación es resuelta, de nuevo, mediante el método de las diferencias finitas. A diferencia del método anterior, en este caso la ecuación es explícita por lo que su resolución será incondicionalmente estable. Sin embargo, para obtener un resultado preciso, será necesario utilizar un número elevado de medidas de temperatura que tendrán que tomarse siempre a la misma profundidad. Por ello, este método complica en gran medida la fase experimental.

El último de los métodos propuestos se denomina “método secuencial”. Este método se basa en la ecuación propuesta por Duhamel para obtener la evolución de la temperatura en un punto de la pieza a lo largo del tiempo.

$$T(x_u, z_u, t) = T_0 + \int_0^t q'_w(\lambda) \frac{\partial T(x_u, z_u, t)}{\partial t} d\lambda \tag{Ec. 42}$$

donde  $x_u$  y  $z_u$  son las coordenadas del punto y  $q'_w(\lambda)$  es el flujo de calor entrante en la pieza.

Los resultados de este método resultan ser menos precisos que los del método integral a la hora de estimar fuertes gradientes en la distribución del calor. Para ilustrar este efecto, la Fig. 32 muestra los resultados de ambos métodos tras tomar como dato las temperaturas obtenidas con un modelo en el que se ha considerado una distribución triangular del calor.

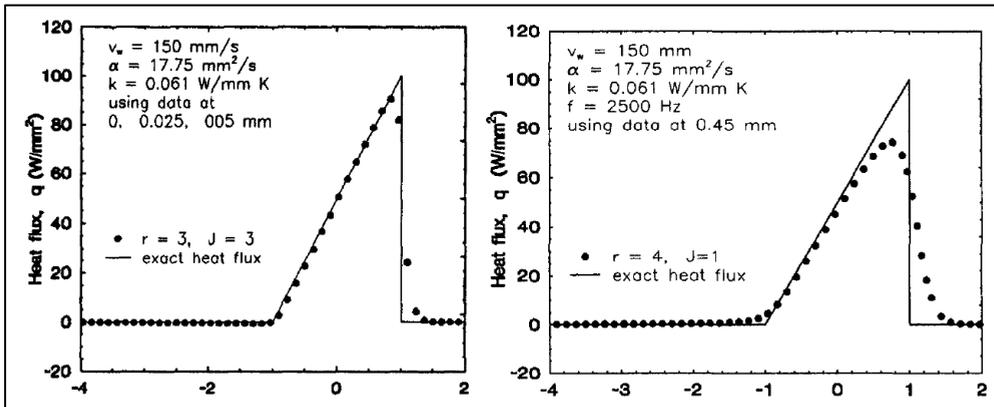


Fig. 32 Flujo de calor estimado con el método integral y el método secuencial [Guo96a].

En un trabajo posterior, Guo y Malkin [Guo96b] aplican estos tres métodos matemáticos para determinar la distribución de calor durante el proceso de rectificado convencional. En este trabajo, la media experimental de temperaturas se realiza mediante termopares embebidos en la pieza. La Fig. 33 muestra las distribuciones de calor predichas con los tres métodos.

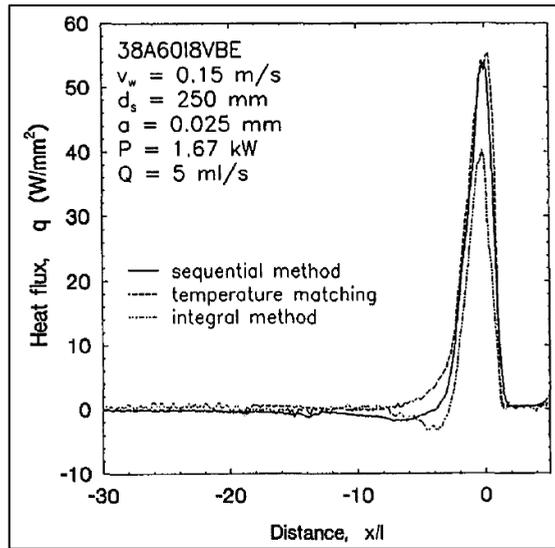


Fig. 33 Flujo de calor estimado con los tres métodos inversos a partir de medidas experimentales de temperatura [Guo96b]

Tal y como se puede ver, los resultados confirman que una distribución triangular del calor podría ser adecuada para modelizar el proceso de rectificado convencional. Además, puede observarse cómo el método de comparación de temperaturas y el método secuencial proporcionan distribuciones de calor similares, mientras que el método integral presenta una distribución de calor con un valor máximo menor. Este efecto puede deberse a que el método integral resulta poco preciso si se considera una única medida experimental de temperatura.

Zarudi y Zhang [Zar02] también estudian la forma de la distribución de calor mediante la comparación de las temperaturas predichas con un modelo térmico y las medidas de forma experimental. Sin embargo, la principal novedad de este artículo es que la medida de la temperatura se realiza en toda la pieza y no en un punto de ésta como en trabajos anteriores. Así, los autores presentan un sistema original para la medida de temperaturas en la pieza mediante la utilización de un microscopio acoplado a una cámara con un sensor CCD (ver Fig. 34). A continuación, utilizan esta metodología en ensayos de rectificado plano en seco y observan que existe una zona en la pieza con una luminosidad mayor. A partir de este resultado, Zarudi y Zhang proponen que el material presente en esta zona estará experimentando un cambio de fase metalúrgica y plantean que su contorno se correspondería con una isoterma.

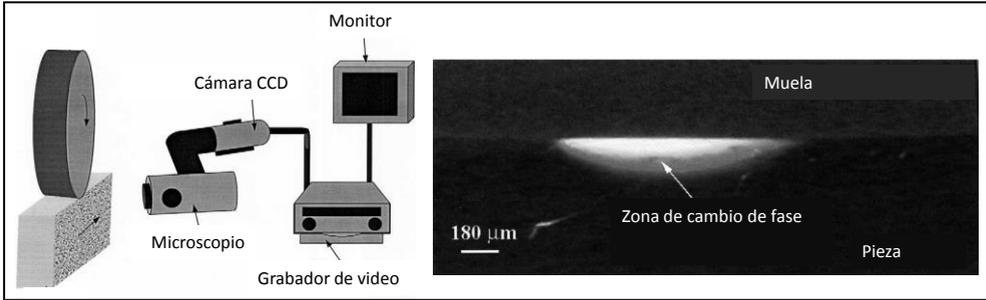


Fig. 34 Medición experimental de la temperatura con microscopio y cámara CCD [Zar02]

Por último, estudian qué tipo de distribución de calor es la más adecuada. Para ello, desarrollan un modelo de elementos finitos en dos dimensiones y calculan la temperatura en toda la superficie de la pieza. A continuación realizan cuatro simulaciones con distribuciones de calor triangulares en la que varían la posición del máximo de la fuente de calor. Sin embargo, esta comparación se realiza mediante la superposición de las isotermas de forma cualitativa y no se da una medida del error en cada uno de los casos. A pesar de ello, cabe mencionar que la distribución en forma de triángulo rectángulo proporciona los resultados más próximos a las medidas experimentales (ver Fig. 35).

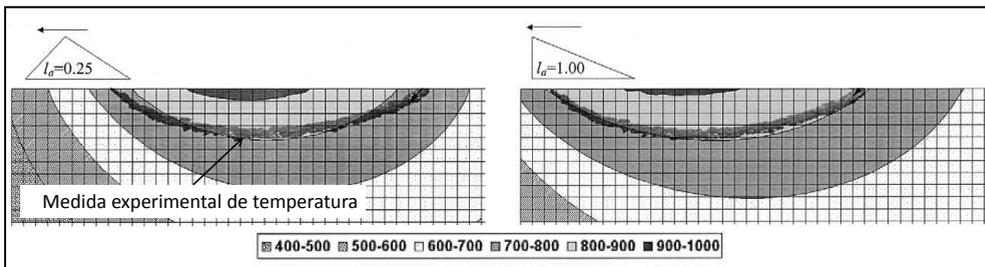


Fig. 35 Comparación de la temperatura experimental y teórica con diferentes distribuciones de la fuente de calor (adaptado de [Zar02]).

Brosse et al. [Bro08] estudian la forma de la distribución del calor en la zona de contacto con una metodología similar a la de Zarudi y Zhang [Zar02]. En este caso, se compara la temperatura medida en un área de la pieza con la obtenida mediante un modelo de elementos finitos. La medición experimental de las temperaturas se lleva a cabo mediante una cámara termográfica con una resolución de  $26 \mu\text{m}/\text{pixel}$  que se mueve solidaria con la pieza. En este sentido, cabe señalar, que las cámaras termográficas han sufrido un desarrollo tecnológico importante en los últimos años y pueden encontrarse en el mercado equipos con una precisión de hasta  $15 \mu\text{m}/\text{pixel}$ .

La principal dificultad a la hora de emplear una cámara termográfica radica en la necesidad de conocer el valor de la emisividad térmica del material cuya temperatura se quiere registrar. Por ello, este tipo de equipos es empleado en el estudio del rectificado sin fluido de corte, sin embargo, ésta es una situación muy poco común en la producción industrial.

Por lo que se refiere a la forma de la fuente de calor, Brosse et al. [Bro08] parten de la hipótesis de que ésta debe ser parabólica. A continuación, mediante un proceso iterativo, obtienen la parábola que minimiza el error medio cuadrático entre las temperaturas medidas y las calculadas en dicho área. Así mismo, también realizan el mismo proceso con una distribución triangular rectangular. La diferencia en el error mínimo cuadrático obtenido con ambas distribuciones es de 1°C por lo que los autores concluyen que ambas distribuciones podrían ser adecuadas.

Por último, cabe indicar, que existen algunos aspectos cuenta que pueden introducir errores en la metodología planteada. Por un lado, los valores de la emisividad del material se obtienen de valores en bibliografía. Por otro lado, el modelo no considera el efecto de la conducción de calor hacia los laterales de la pieza.

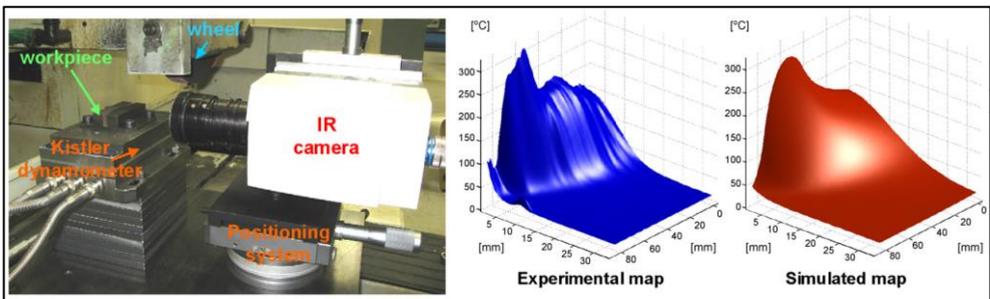


Fig. 36 Disposición experimental y comparación de las temperaturas experimentales y teóricas (adaptado de [Bro08]).

Schneider [Sch99] presenta una nueva metodología para estudiar la forma de la distribución del calor en la zona de contacto. El autor propone que la distribución del flujo de calor generado en la zona de contacto puede estimarse teniendo en cuenta la evolución de la fuerza tangencial en la entrada de la muela a partir de la siguiente expresión:

$$\dot{q}_t = \frac{v_s}{b_s \cdot (x_i - x_{i-1})} \cdot \int_{x_{i-1}}^{x_i} E_t(x) dx \quad \text{Ec. 43}$$

donde  $E_t(x)$  es la pendiente de la evolución de la fuerza tangencial a lo largo de la longitud de contacto (Ec. 44).

$$E_t(x) = \frac{dF_t(x)}{dx}$$

Ec. 44

Con el objetivo de estudiar la evolución de la fuerza tangencial, el autor realiza ensayos de rectificado plano en los que la pieza se encuentra dividida en dos partes. La mitad situada en la entrada de la muela se encuentra fija, mientras que la segunda mitad se encuentra apoyada sobre un dinamómetro. El autor observa que la fuerza tangencial aumenta hasta que la muela ha entrado en la segunda pieza una distancia aproximadamente igual a la longitud de la zona de contacto. A partir de este momento, el valor de la fuerza tangencial se mantiene aproximadamente constante. Partiendo de las medidas de fuerza tangencial y de la aplicación de la Ec. 43, Schneider propone que la distribución de calor más adecuada sería una distribución trapezoidal cuyo máximo estaría situado a un tercio del punto de entrada de la muela.

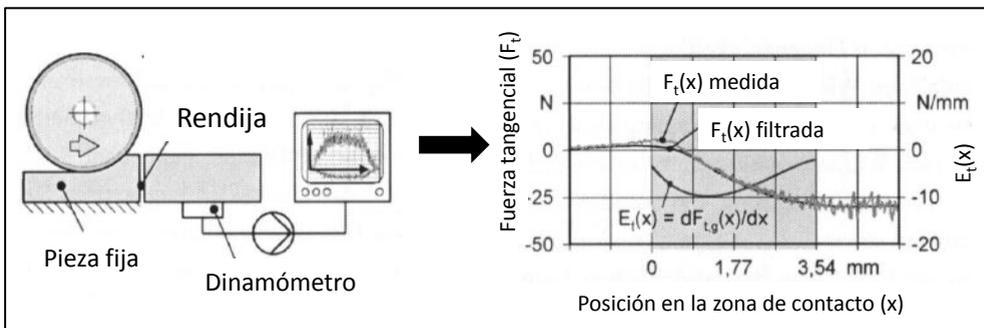


Fig. 37 Medición de la evolución de la fuerza tangencial en la zona de contacto [Sch99].

### II.3.2.3. Modelización del proceso de rectificado convencional

Entre los primeros trabajos que modelizan el proceso de rectificado convencional se encuentra el llevado a cabo por Hahn [Hah62]. A pesar de que este trabajo tiene como objetivo estudiar la temperatura del contacto de cada grano, resulta de especial interés ya que es el primero en el que se cuantifica la fracción de calor evacuada hacia la pieza. No obstante, se ha de tener en cuenta que el autor analiza el proceso en seco, por lo que los resultados no serán aplicables si durante el rectificado se utiliza fluido de corte.

En su estudio, Hahn plantea que el rozamiento en el contacto entre el grano y la pieza es el principal mecanismo de generación de calor. De esta forma, estima la temperatura en la pieza considerando el calor generado en el proceso como una fuente de calor que recorre la superficie de la pieza. En este caso, la anchura de la fuente de calor posee un valor igual al radio promedio de los granos de la muela. A continuación calcula analíticamente la temperatura en el grano e igualando ésta a la temperatura de la pieza obtiene que la fracción de calor evacuada hacia la pieza ( $R_w$ ) puede ser estimada a partir de la Ec. 45.

$$R_w = \left( 1 + \frac{0,97 \cdot k_s}{\sqrt{k_w \rho_w c_{p,w} \sqrt{r_0 v_s}}} \right)^{-1} \quad \text{Ec. 45}$$

donde  $k_s$  es la conductividad térmica de los granos abrasivos,  $k_w$  es la conductividad térmica del material de la pieza,  $\rho_w$  es la densidad del material de la pieza,  $c_{p,w}$  es el calor específico del material de la pieza y  $r_0$  es el radio promedio de los granos en el contacto.

Cabe mencionar que en su análisis, Hahn plantea la hipótesis de que el calor evacuado hacia la viruta puede considerarse despreciable. Como se verá posteriormente, esta hipótesis puede considerarse válida para el proceso de rectificado convencional, pero no lo será en el caso de los procesos de rectificado con alta profundidad de pasada.

Por su parte, Des Ruisseaux y Zerkle [Des70a] presentan otro de los estudios a destacar entre los primeros intentos de modelización del proceso de rectificado convencional. En este trabajo, los autores proponen por primera vez que la temperatura alcanzada por el material de la pieza que no va a ser eliminado es la verdaderamente importante de cara a predecir el daño térmico en la pieza.

Tras realizar un análisis del tiempo en el que permanecen en contacto grano y pieza, concluyen que se puede considerar que la pieza se encuentra continuamente en contacto con granos de abrasivo. Así, plantean que, para la predicción del daño térmico en la pieza, la acción de la muela se puede modelizar como una fuente de calor distribuida en toda la zona de contacto y utilizan la expresión analítica propuesta por Jaeger [Jae42] (Ec. 38) para calcular la temperatura en la pieza.

No obstante, los autores señalan que el proceso de desgaste de los granos de la muela se ve afectado por la temperatura alcanzada por estos y por ello deciden predecir también su temperatura. En este caso, la temperatura a nivel de grano se obtiene utilizando el trabajo de Lemon [Lem68].

Los resultados muestran que las temperaturas en la superficie de la pieza rectificada no tienen por qué ser tan altas como las alcanzadas en el contacto de cada grano. A pesar de que en este trabajo no se presentan medidas experimentales de temperatura que confirmen estos resultados, este fenómeno es observado por otros autores en trabajos posteriores [Mal08].

Los mismos Des Ruisseaux y Zerkle [Des70b] presentan un nuevo trabajo cuya principal aportación es que se incluye, por primera vez, el efecto del calor evacuado por el fluido de corte.

Tal y como se presenta en el esquema de la Fig. 38, la influencia del fluido de corte es considerada como una condición de contorno de convección sobre toda la superficie de la pieza. Así, partiendo de la expresión analítica propuesta por Jaeger (Ec. 38), proponen la siguiente expresión para el cálculo de las temperaturas en la superficie en régimen estacionario:

$$T(x, z) = \frac{2 \cdot \alpha_w \cdot q'_w}{\pi \cdot k_w \cdot v_w} \int_{X-L}^{X+L} e^{-m} \cdot K_0 [(Z^2 + m^2)^{0,5}] dm - \pi \cdot H \cdot e^{H \cdot Z} \cdot \int_0^\infty \tau \cdot e^{H^2 \cdot \tau^2} \cdot \operatorname{erfc} \left( \frac{Z}{2\tau} + H \cdot \tau \right) \cdot \left[ \operatorname{erf} \left( \frac{X+L}{2\tau} + \tau \right) - \operatorname{erf} \left( \frac{X-L}{2\tau} + \tau \right) \right] d\tau \quad \text{Ec. 46}$$

donde:

$$X = \frac{v_w \cdot x}{2 \cdot \alpha_w} \quad \text{Ec. 47}$$

$$Z = \frac{v_w \cdot z}{2 \cdot \alpha_w} \quad \text{Ec. 48}$$

$$L = \frac{v_w \cdot l_c}{2 \cdot \alpha_w} \quad \text{Ec. 49}$$

$$H = \frac{2 \cdot \alpha_w \cdot h}{k_w \cdot v_w} \quad \text{Ec. 50}$$

donde  $h$  es coeficiente de convección asociado al efecto del refrigerante.

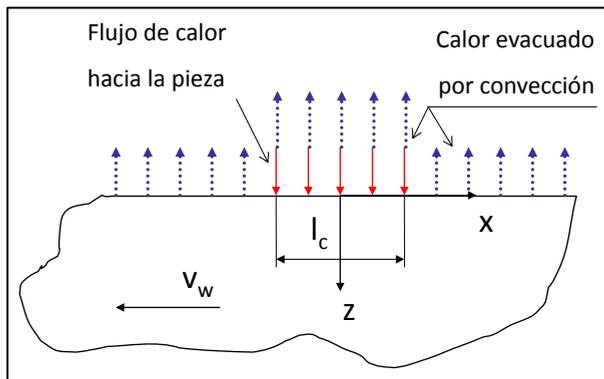


Fig. 38 Esquema del modelo propuesto por Des Ruisseaux y Zerkle [Des70b]

Tras la definición del modelo, se analiza la influencia del número adimensional  $H$  asociado con el coeficiente de convección. Así, observan que para valores de  $H$  próximos a 1, la temperatura en la superficie puede verse reducida en un 50%. Sin embargo, no se comenta el rango de valores entre los que se encuentra este parámetro en rectificado convencional.

Cabe señalar que, en trabajos posteriores, se ha observado que las temperaturas en la zona de contacto son superiores a la temperatura de ebullición de la taladrina (aproximadamente igual a la del agua). Por ello, no sería adecuado aplicar la condición de contorno de convección dentro de la zona de contacto. Así mismo, se echa en falta una validación experimental del modelo.

Tal y como se puede observar en la expresión propuesta por Hahn [Hah62] (Ec. 45) la fracción de calor evacuada hacia la pieza  $R_w$  dependerá tanto de las condiciones de rectificado como de las propiedades térmicas de la muela y de la pieza. En este sentido, Kohli et al. [Koh95] presentan un trabajo cuyo objetivo es estimar el valor de la fracción de calor evacuada hacia la pieza  $R_w$  en diferentes condiciones de trabajo.

Los autores, en primer lugar, llevan a cabo ensayos experimentales con distintas combinaciones de materiales y muelas en los que se registra la temperatura en un punto de la pieza mediante un termopar. A continuación, se desarrolla un modelo analítico muy similar al presentado por Des Ruisseaux y Zerkle [Des70a] y el valor de  $R_w$  es estimado variando éste de forma iterativa y comparando la temperatura medida experimentalmente con la teórica. No obstante, cabe mencionar que, en este caso, no se considera el efecto del fluido de corte en la zona de contacto.

Los resultados muestran que el valor de  $R_w$  se encuentra entre 0,6 y 0,75 para el caso del rectificado de aceros templados con muela de alúmina. Sin embargo, ha de tenerse en cuenta que estos valores pueden haber sido subestimados debido a que los termopares no poseen un tiempo de respuesta lo suficientemente rápido como para medir los elevados gradientes de temperatura que se pueden producir en el rectificado (hasta  $10^8$  °C/s según [Bri97]).

Los modelos presentados hasta el momento proponen una expresión analítica para el cálculo de la temperatura en la pieza. Sin embargo, a partir de la aparición de ordenadores más potentes en la década de los 80, muchos autores han optado por utilizar métodos numéricos para modelizar térmicamente el proceso de rectificado. Estos métodos se basan en resolver la ecuación diferencial de transferencia de calor mediante una discretización de la pieza junto con la consideración de las condiciones de contorno adecuadas.

Biermann y Schneider [Bie97] presentan uno de los primeros trabajos en los que el rectificado plano es modelizado mediante el método de los elementos finitos. En concreto,

este trabajo tiene como objetivo analizar evolución de la temperatura en el rectificado de metal duro con muelas diamante.

Al igual que en trabajos anteriores, el efecto de la muela es simulado como una fuente de calor que recorre la superficie de la pieza. Además, los autores consideran que el calor se distribuye de manera uniforme en toda la zona de contacto, aunque no explican el porqué de esta elección.

A continuación, al igual que en el trabajo de Kohli et al. [Koh95], el valor de  $R_w$  es obtenido mediante un ajuste iterativo comparando las temperaturas predichas con el modelo con medidas experimentales. Así, los autores estiman que el valor de  $R_w$  se encontrará en torno a 0,27 para el rectificado de metal duro con muela de alúmina. No obstante, se ha de tener en cuenta que este valor es obtenido a partir de un único ensayo por lo que serían necesarios más ensayos para conocer la precisión de este resultado.

Además, en las temperaturas experimentales obtenidas en dicho ensayo, se observan unos gradientes de temperatura de aproximadamente 4500°C/s durante el calentamiento. Este valor es un orden de magnitud inferior al observado por Guo y Malkin [Guo96b] en ensayos realizados con condiciones menos agresivas lo que indica que las temperaturas pueden no haber sido correctamente medidas.

A pesar de ello, el trabajo de Biermann y Schneider resulta de especial interés ya que es el primero en el que se estudian los efectos transitorios en la entrada y la salida de la muela. Los autores observan que la temperatura en la entrada de la pieza es menor y lo asocian a una conducción mayor del calor hacia la pieza en esta zona. En la salida, sin embargo, la temperatura es mayor debido a que existe una acumulación de calor.

Wang et al. [Wan03] presentan un modelo del proceso de rectificado plano convencional con un enfoque similar al de Biermann y Schneider [Bie97]. Así, la distribución de la fuente de calor es considerada como uniforme y su valor se define a partir de la potencia de corte y el valor de  $R_w$ . A diferencia de los trabajos anteriores, este último parámetro no es calibrado para el caso estudiado, sino que se considera directamente un valor de 0,21 sin indicar su procedencia.

A continuación, se lleva a cabo un ensayo experimental en el que la temperatura en la pieza es medida mediante termopares. Para el caso estudiado, las temperaturas máxima predichas con el modelo resulta ser un 15% superior a las medida experimentalmente. El origen de este error puede encontrarse en tanto en la consideración de un valor de  $R_w$  inadecuado como en los errores inherentes a metodología de medición de temperaturas empleada. A pesar de ello, la principal aportación de este trabajo es la modelización de la geometría completa de la pieza en tres dimensiones. Además, se ahonda en la necesidad de

representar el efecto de la convección hacia el fluido refrigerante en el rectificado con taladrina.

Mamalis et al. [Mam03] presentan un trabajo cuyo principal objetivo es estudiar la influencia del aglomerante de la muela en la temperatura de la pieza. Para ello, realizan un modelo de elementos finitos muy similar al de Wang [Wan03] y Biermann [Bie97], aunque en este caso la pieza se modeliza en dos dimensiones. La principal diferencia con los dos trabajos anteriores, se encuentra en la cuantificación de  $R_w$ .

Los autores se basan en el trabajo desarrollado previamente por Malkin y Anderson [Mal74] para estimar el valor de  $R_w$  en el que se plantea que tanto la energía calorífica generada por rozamiento  $e_{sl}$ , como la consumida durante la etapa de *ploughing* se transmiten íntegramente hacia la pieza  $e_{pl}$ . En cuanto a la energía consumida en la etapa de corte  $e_{ch}$ , utilizando métodos calorimétricos estiman que aproximadamente un 55% de esta energía es evacuada hacia la pieza. De esta forma, proponen que el valor de  $R_w$  puede ser estimado a partir de la Ec. 51.

$$R_w = \frac{e_{sl} + e_{pl} + 0,55 \cdot e_{ch}}{e_c} = \frac{e_c - 0,45 \cdot e_{ch}}{e_c} \quad \text{Ec. 51}$$

A partir la Ec. 51 y de los datos de energía específica registrados en los ensayos experimentales, Mamalis et al. obtienen valores de  $R_w$  comprendidos entre 0,85 y 0,91.

La Fig. 39 muestra las distribuciones de temperatura obtenidas con el modelo para los diferentes casos estudiados. Tal y como se puede observar, existen saltos en la temperatura que se repiten de forma periódica. Este efecto puede estar relacionado con una discretización demasiado grosera del movimiento de avance de la fuente de calor. En el caso de seleccionar un tamaño de paso excesivamente elevado, la fuente de calor estará más tiempo sobre una zona determinada de la pieza y, como consecuencia, la temperatura máxima en la pieza será sobreestimada. Por último cabe señalar que los resultados de este trabajo son puramente teóricos y se echa en falta una validación experimental del modelo.

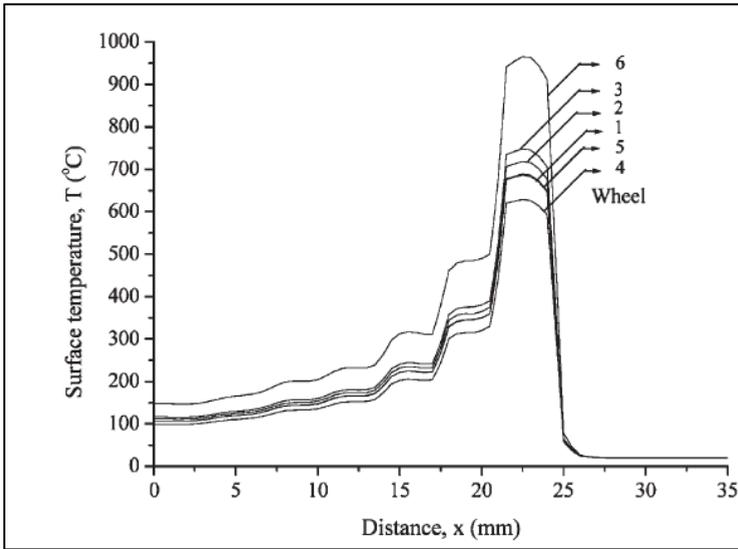


Fig. 39 Distribución de temperaturas en la superficie de la pieza predicha por Mamalis et al. [Mam03].

Lefebvre et al. [Lef06] presentan un trabajo cuya principal aportación es la estimación del error cometido en la medida de temperaturas mediante termopares rectificables. Para ello, realizan un modelo del proceso mediante elementos finitos en el que se incluye el efecto del termopar. La construcción de un termopar rectificable requiere que la pieza se divida en dos mitades. A continuación se dispone entre ellas una lámina de constatan aislada entre dos de mica, tal y como se muestra en la Fig. 40.

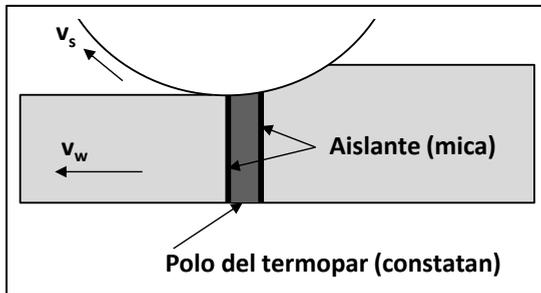


Fig. 40 Disposición de los elementos en un termopar rectificable de polo simple.

Al igual que en trabajos anteriores, los autores simulan el efecto de la muela como una fuente de calor que recorre la superficie de la pieza. Basándose en los resultados del trabajo de Kohli et al. [Koh95], consideran una fuente de calor de distribución triangular rectangular. Sin embargo, debido a que el calor específico de la mica es muy pequeño comparado con el constatan y el acero, no se aplica calor a las láminas de mica.

En la Fig. 41 se muestra la evolución de la temperatura para distintos puntos de la superficie de la pieza. Tal y como se puede observar, tras la entrada de la muela, se alcanza un estado estacionario que se ve modificado a la llegada al termopar. Debido a este efecto, los autores estiman que los errores cometidos en la medición de la temperatura máxima alcanzada pueden llegar a ser del 30%. Sin embargo, la zona de enfriamiento sí es reproducida con una mayor fiabilidad. Por ello, proponen que la calibración de  $R_w$  puede ser realizada comparando la zona de enfriamiento predicha con el modelo y la medida experimentalmente.

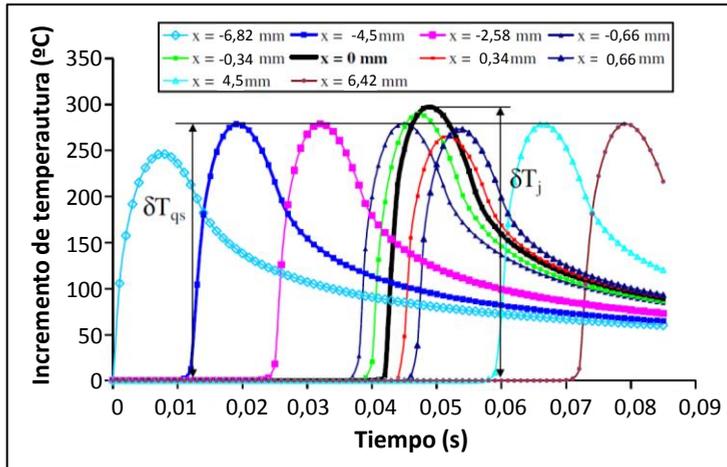


Fig. 41 Evolución de la temperatura en diferentes puntos de la superficie [Lef06].

Esta metodología es utilizada por Lefebvre et al. [Lef12] en un trabajo posterior para estudiar el rectificado de acero AISI 1045 con muela de alúmina. A partir de las medidas de temperatura experimentales, la calibración del modelo resulta en valores de  $R_w$  comprendidos entre 0,59 y 0,83. No obstante, debido a que el rango de valores obtenidos para este parámetro es muy amplio, la estimación de las temperaturas en la pieza presentará grandes errores.

Por último, cabe mencionar que la metodología propuesta por Lefebvre et al. [Lef06, Lef12] únicamente es válida si el proceso se lleva a cabo sin fluido de corte. De lo contrario, el calor evacuado por convección a la salida de la muela afectaría a la zona de enfriamiento y su efecto tendría que ser considerado.

Mohamed et al. [Moh11] presentan un trabajo en el que se estudia la influencia de la topografía de la muela en el valor de  $R_w$ . Para estudiar este efecto, los autores llevan a cabo ensayos experimentales en los que se varía la velocidad de avance en el diamantado previo a la operación de rectificado y registran la temperatura en la pieza mediante una cámara termográfica. A continuación, el valor de  $R_w$  es determinado comparando las medidas

experimentales de temperatura con los resultados de un modelo teórico. El modelo presentado en este trabajo es análogo al de Biermann y Mamalis [Bier97, Mam03], con la diferencia de que se considera una distribución triangular de la fuente de calor. Así, los autores determinan que  $R_w$  se encuentra comprendido entre 0,55 y 0,77 disminuyendo su valor a medida que se utilizan muelas más abiertas. Cabe señalar, que la resolución de la cámara utilizada es de 0,25 mm/pixel, siendo ésta insuficiente para detectar las fuertes variaciones de temperatura que se producen en el proceso de rectificado.

Los trabajos revisados coinciden en que para el proceso de rectificado convencional puede considerarse despreciable el efecto del calor evacuado por la viruta. Así mismo, plantean la hipótesis de que no es necesario considerar la forma real de la zona de contacto y, por ello, aplican la fuente de calor sobre la superficie horizontal de la pieza acabada.

No obstante, Mamalis et al. [Mam03] plantean que la cantidad de calor evacuada por la viruta no podrá despreciarse en los procesos con alta profundidad de pasada.

En este sentido, Anderson et al. [And08] llevan a cabo un trabajo con el objetivo de estimar el valor de la profundidad de pasada a partir del cual será necesario tener en cuenta el calor evacuado por la viruta. Para ello, en primer lugar, desarrollan dos modelos térmicos cuya única diferencia es que uno considera el calor evacuado por la viruta, mientras que en el otro se desprecia este efecto. Además, la fracción de calor evacuada hacia la pieza es estimada, al igual que Mamalis et al [Mam03], empleando la Ec. 51.

Seguidamente, llevan a cabo ensayos de rectificado en seco variando la profundidad de pasada entre 0,075 mm y 0,5 mm y, durante los ensayos, registran la temperatura empleando una cámara termográfica. Finalmente, observan que el modelo en el que no se considera el calor evacuado por la viruta proporciona resultados más precisos en los casos en los que la profundidad de pasada se encuentra por debajo de 0,2 mm. A partir de este valor, sin embargo, el modelo que considera este efecto presenta errores menores (Fig. 42).

Por consiguiente, puede concluirse que en la modelización del rectificado convencional (en el que la profundidad de pasada es habitualmente inferior a 0,1) no será necesario tener en cuenta el calor evacuado por la viruta. No obstante, para procesos con profundidades de pasada mayores, el calor evacuado por esta vía ha de ser considerado.

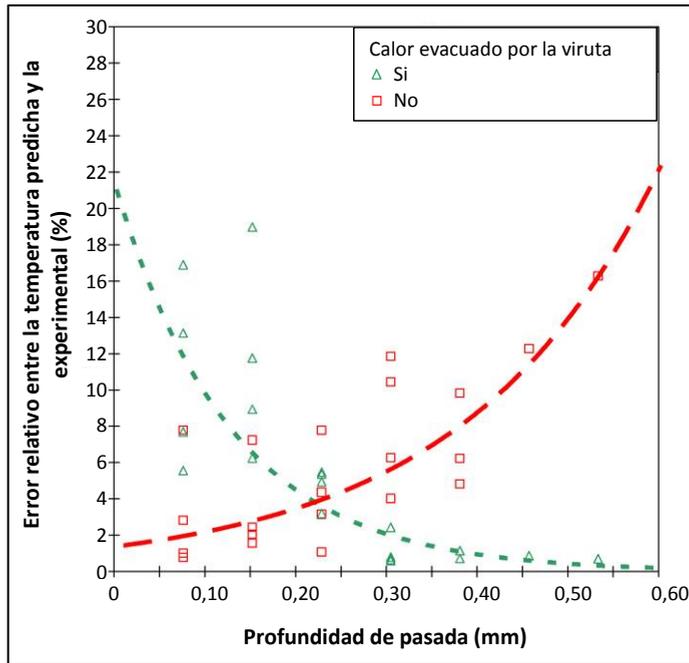


Fig. 42 Efecto de la consideración del calor evacuado por la viruta en la precisión de las temperaturas estimadas (adaptado de [And08]).

### II.3.2.3.1. La problemática de la selección de la fracción de calor evacuada hacia la pieza

A partir de los trabajos revisados, puede concluirse que la principal dificultad a la hora de modelizar el proceso de rectificado convencional reside en la estimación del valor de la fracción de calor evacuada hacia la pieza ( $R_w$ ). Por un lado, los métodos actuales de medición de temperatura (como los termopares y las cámaras termográficas) no permiten registrar la evolución de ésta durante el proceso de rectificado con precisión. Este hecho hace que no se pueda estimar el valor de  $R_w$  con precisión. Por ejemplo, Lefebvre et al. [Lef12] estiman que el error cometido al estimar  $R_w$  empleando termopares rectificables se encuentra en torno a 0,14 para las condiciones de rectificado analizadas.

Además, el valor  $R_w$  depende tanto de las condiciones de rectificado, como de las propiedades térmicas del material y de la muela. En la Tabla 2 se presenta un resumen de los valores de  $R_w$  obtenidos en cada uno de los trabajos revisados, así como los materiales y condiciones de rectificado utilizadas. Tal y como se puede observar, se han propuesto valores de la fracción de calor evacuada hacia la pieza comprendidos entre 0,49 y 0,91. Debido a que el rango de valores propuestos para este parámetro es tan amplio, resulta muy complicado seleccionar un valor concreto que permita predecir la distribución de temperaturas con una precisión adecuada.

Trabajo	Material	Fluido de corte	$a_e$ (mm)	$v_w$ (mm/s)	$v_s$ (m/s)	$R_w$
Kohli et al. 1995	AISI 1020	Si	0,025	135-155	30	0,60-0,75
Mamalis et al. 2003	100Cr6	Si	0,02;0,05	133	28	0,85;0,91
Mohamed et al. 2011	AISI 1018	No	0,076	38	23	0,55-0,77
Lefebvre et al. 2012 (a)	AISI 1045	No	0,011	105	23,5	0,55-0,83
Lefebvre et al. 2012 (b)	AISI 1045	No	0,009	140	23,5	0,57-0,77
Lefebvre et al. 2012 (c)	AISI 1045	No	0,006	270	23,5	0,49-0,77

Tabla 2 Valores de la fracción de calor evacuada hacia la pieza y la viruta para rectificado convencional con muelas de alúmina.

### **II.3.2.4. Modelización de procesos de rectificado con alta profundidad de pasada**

El primer trabajo en el que se modeliza un proceso de rectificado con alta profundidad de pasada es el presentado por Oishi y Furukawa [Ohi85]. En concreto, este trabajo tiene como objetivo predecir la aparición de daño térmico en el proceso de rectificado *creep-feed*.

La principal aportación de este trabajo es que, por primera vez, se plantea que la modelización de los procesos de rectificado con alta profundidad de pasada requerirá de la consideración de dos aspectos: la geometría de la zona de contacto y el calor evacuado por la viruta.

Así, los autores desarrollan un modelo térmico de elementos finitos en tres dimensiones en el que la geometría de la zona de contacto es representada como un arco de circunferencia. Además, al igual que en el caso del rectificado convencional, el calor generado durante el rectificado es simulado como una fuente de calor en movimiento aplicada sobre la zona de contacto. Cabe señalar, que posteriores trabajos concluirán que la geometría de la zona de contacto puede representarse de una forma más sencilla.

En lo que se refiere a la longitud de la zona de contacto, los autores plantean la hipótesis de que el valor real de la longitud de contacto será aproximadamente un 10% superior al valor geométrico y, por ello, consideran el valor geométrico en sus simulaciones. Cabe señalar, que si bien los autores no justifican esta hipótesis, posteriormente Rowe y Qi [Row93] concluirán que los errores cometidos al considerar el valor geométrico de la longitud de contacto son menores al 10% si se modelizan procesos de rectificado con alta profundidad de pasada.

En cuanto al calor evacuado por la viruta, este efecto es simulado desactivando los elementos asociados con el material eliminado a medida que la fuente de calor avanza. Ésta es, sin duda, una de las principales aportaciones de este trabajo.

Finalmente, se plantea que en la definición de la fuente de calor se debe considerar la suma de la fracción de calor evacuada hacia la pieza  $R_w$  y la fracción de calor evacuada hacia la viruta  $R_{ch}$ . En adelante, la fracción de calor evacuada hacia el conjunto de la pieza y la viruta será denotado como  $R_{w,ch}$ .

No obstante, cabe señalar, que la metodología utilizada para la calibración del valor de  $R_{w,ch}$  no es correcta ya que no se emplea el modelo desarrollado, sino uno modelo analítico en el que no se tiene en cuenta el efecto de la profundidad de pasada.

Hoffmeister y Weber [Hof99] presentan un modelo muy similar al de Ohisi y Furukawa para estudiar el proceso de High Efficiency Deep Grinding (HEDG). Al igual que en el trabajo anterior, el calor evacuado por la viruta es considerado mediante la desactivación de los elementos asociados con el volumen de material eliminado. Así mismo, la zona de contacto también es representada como un arco de circunferencia. Un esquema del modelo puede observarse en la Fig. 43.

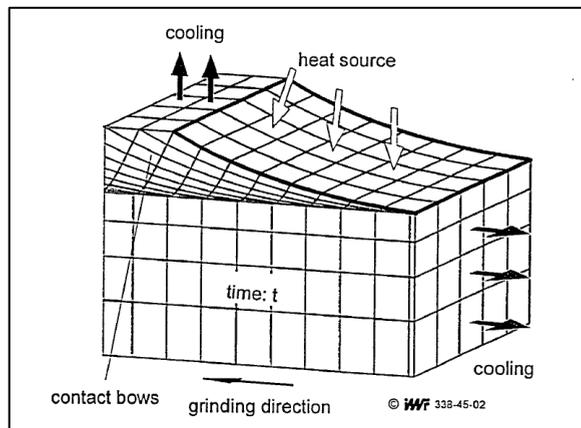


Fig. 43 Esquema del modelo térmico para HEDG propuesto por Hoffmeister y Weber [Hof99]

Los autores proponen calibrar el modelo mediante el ajuste del valor de  $R_{w,ch}$ . Para determinar el valor de este parámetro, se comparan las temperaturas medidas durante ensayos experimentales con las predichas con el modelo teórico. No obstante, cabe mencionar que durante los ensayos, las temperaturas se miden con una cámara que únicamente es capaz de registrar temperaturas inferiores a los 200°C. Además, su resolución es de 0,4 mm/píxel. Por ello, resulta inadecuada para registrar con precisión las elevadas temperaturas y gradientes térmicos presentes en el proceso.

A pesar de las carencias de la metodología propuesta, los autores estiman que el valor de  $R_{w,ch}$  se encuentra en torno a 0,65 para el rectificado de acero 16MnCr5 y en torno a 0,35 para el rectificado de Inconel 718. Cabe señalar que el menor valor obtenido en el caso del

Inconel puede deberse a que este material posee una menor conductividad térmica que el acero.

Por su parte, Rowe [Row01] presenta un trabajo en el que se desarrolla, en primer lugar, un modelo del proceso de rectificado convencional y, a continuación, se introduce una modificación en éste para tener en cuenta el efecto de la geometría de la zona de contacto.

Para la definición del modelo de rectificado convencional, se parte del balance térmico del proceso expresado por la Ec. 36. Tal y como se ha descrito anteriormente, esta ecuación indica que el calor generado en la zona de contacto ha de ser igual a la suma de los flujos de calor evacuados a través de la muela, la pieza, la viruta y el fluido refrigerante. Rowe plantea que estos cuatro flujos de calor pueden expresarse como el producto de un coeficiente ( $h_i$ ) multiplicado por una temperatura (ver Ec. 52).

$$\dot{q}_t = \dot{q}_s + \dot{q}_w + \dot{q}_{ch} + \dot{q}_f = h_s \cdot T_{max} + h_w \cdot T_{max} + h_{ch} \cdot T_{mp} + h_f \cdot T_{max} |_{T_{max} \leq T_b} \quad \text{Ec. 52}$$

donde  $T_{max}$  es la temperatura máxima de contacto,  $T_{mp}$  es la temperatura de fusión del material y  $T_b$  es la temperatura de ebullición del fluido de corte.

A continuación, el autor propone una forma para determinar el valor de cada uno de los cuatro coeficientes  $h_i$ . El coeficiente  $h_w$  se obtiene calculando el valor de la temperatura máxima a partir de la expresión propuesta por Jaeger [Jae42] (Ec. 38) y considerando el flujo de calor como unidimensional.

$$T_{max} = \frac{D \cdot \dot{q}_w}{\sqrt{k_w \cdot \rho_w \cdot c_{p,w}}} \cdot \sqrt{\frac{l_c}{v_w}} \rightarrow h_w = \frac{\sqrt{k_w \cdot \rho_w \cdot c_{p,w}}}{D} \cdot \sqrt{\frac{v_w}{l_c}} \quad \text{Ec. 53}$$

En esta expresión, D es un parámetro que tendrá que ser ajustado en función de tres factores: la consideración del flujo de calor unidimensional o bidimensional, el valor del número adimensional de Peclet y la geometría de la zona de contacto. Para el proceso de rectificado, el número adimensional de Peclet se define de la siguiente forma:

$$Pe = \frac{v_w \cdot l_c}{4 \cdot \alpha_w} \quad \text{Ec. 54}$$

Posteriormente, partiendo del trabajo de Hahn [Hah62], se determina la relación entre el coeficiente asociado al calor evacuado por la muela  $h_s$  y el asociado al calor evacuado por la pieza  $h_w$ .

$$R_{ws} = \frac{\dot{q}_w}{\dot{q}_w + \dot{q}_s} = \frac{h_w}{h_w + h_s} = \left(1 + \frac{0,97 \cdot k_s}{\beta_w \sqrt{r_o v_s}}\right)^{-1} \rightarrow h_s = h_w \cdot \left(\frac{1}{R_{ws}} - 1\right) \quad \text{Ec. 55}$$

En cuanto al coeficiente asociado al calor evacuado por la viruta  $h_{ch}$ , se toma la hipótesis de Malkin [Mal74a]. Éste afirma que la energía específica evacuada por las virutas será constante y estará próxima a la energía de fusión de las virutas.

$$e_{ch} = \rho_w \cdot c_{p,w} \cdot T_{mp} \quad \text{Ec. 56}$$

De esta forma, el flujo de calor total evacuado por el caudal del material eliminado podrá obtenerse a partir de la siguiente expresión:

$$\dot{q}_{ch} = e_{ch} \cdot \frac{a_e \cdot v_w}{l_c} = \rho_w \cdot c_{p,w} \cdot T_{mp} \cdot \frac{a_e \cdot v_w}{l_c} \quad \text{Ec. 57}$$

Teniendo en cuenta que el coeficiente asociado al calor evacuado por las virutas ha sido definido como  $h_{ch} = \dot{q}_{ch}/T_{mp}$ , su valor se determinará de la siguiente forma:

$$h_{ch} = \rho_w \cdot c_{p,w} \cdot \frac{a_e \cdot v_w}{l_c} \quad \text{Ec. 58}$$

El único coeficiente que resta por determinar es el asociado a la convección hacia el fluido de corte. Rowe comenta que éste es el coeficiente más difícil de obtener, y afirma que serán necesarios más ensayos para determinar su valor con precisión. Como una aproximación, y tomando como temperatura de referencia la media en la superficie, se asume un valor de 10000 W/m·K. Así mismo, el autor plantea que la temperatura media es aproximadamente dos tercios de la temperatura máxima. Por ello, utilizará un valor del coeficiente de 6700 W/m·K y la temperatura máxima para sus cálculos. En el caso de que el fluido de corte alcance el estado de ebullición en la zona de contacto (estado de *film boiling*), este coeficiente será nulo.

A partir de la Ec. 52, y teniendo en cuenta el valor de cada uno de estos cuatro coeficientes ( $h_i$ ), se obtiene una expresión sencilla para estimar la temperatura máxima en la pieza.

$$T_{max} = \frac{\dot{q}_t - h_{ch} \cdot T_{mp}}{\frac{h_w}{R_{ws}} + h_f}$$

Sin embargo, el cálculo del coeficiente  $h_w$  requiere de la determinación del parámetro D. Para estimar el valor de este parámetro Rowe plantea el cálculo de la temperatura en la pieza teniendo en cuenta la expresión analítica propuesta por Jaeger [Jae42] para el caso de flujo de calor bidimensional.

Además, el autor incorpora la hipótesis de que la zona de contacto circular puede ser aproximada por un segmento inclinado que coincide con la cuerda (ver Fig. 44). Esta misma hipótesis ha sido considerada también en números trabajos posteriores que han modelizado procesos de rectificado con alta profundidad de pasada y que serán descritos más adelante [Jin04, And08, Kol11, Föc12, Föc13]. Sin embargo, no se cuantifica el error cometido al realizar esta simplificación.

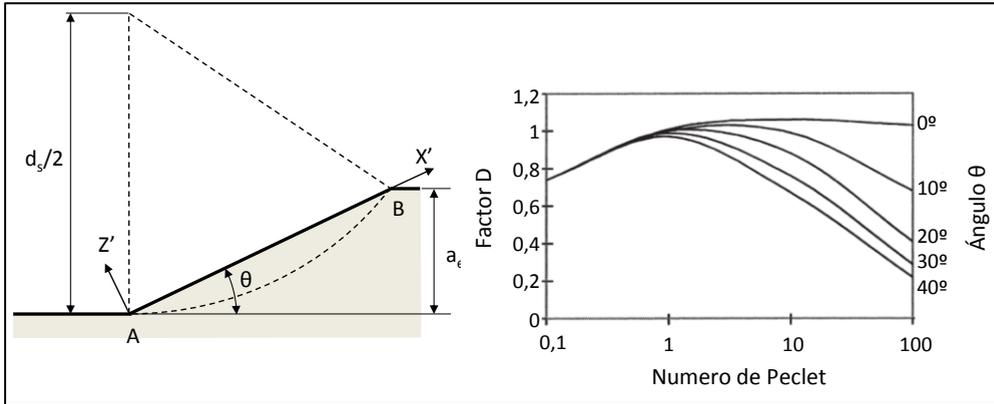


Fig. 44 Esquema del modelo analítico propuesto por Rowe y valores del parámetro D en función del número de Peclet y del ángulo de contacto [Row01]

Considerando el flujo de calor evacuado hacia la pieza se encuentra aplicado sobre el segmento inclinado  $\overline{AB}$ , la ecuación propuesta por Jaeger para el cálculo de la temperatura en la superficie (Ec. 60) quedará de la siguiente forma:

$$T = \int_{-l_c}^{l_c} \frac{q_w'(x')}{\pi \cdot k_w} \cdot e^{\frac{v_w \cdot (x-x' \cdot \cos \theta)}{2 \cdot \alpha_w}} \cdot K_0 \left\{ \frac{v_w}{2 \alpha_w} \cdot [(x - x' \cdot \cos \theta)^2 + (z - x' \cdot \sin \theta)^2]^{\frac{1}{2}} \right\} dx' \tag{Ec. 60}$$

Rowe resuelve esta ecuación para diferentes combinaciones de la longitud de contacto, la velocidad de avance y la profundidad de pasada y propone el gráfico presentado en la Fig. 44 para determinar el valor de D en cada caso. Se echa de menos una validación experimental del modelo que permita determinar su precisión.

Jin et al. [Jin02], presentan un modelo térmico del proceso de rectificado HEDG. La principal aportación de este trabajo es que se estudia el error cometido al considerar la geometría de la zona de contacto como un segmento inclinado en vez de como un arco de circunferencia. Para ello, en primer lugar, se obtiene la expresión para el cálculo de la temperatura para el caso de la zona de contacto en forma de segmento inclinado. Partiendo de la expresión

propuesta por Jaeger para el caso de flujo de calor bidimensional [Jae42], se llega a la misma ecuación presentada anteriormente por Rowe [Row01] (Ec. 60). A continuación, siguiendo el mismo procedimiento, se obtiene la siguiente ecuación para el cálculo de la temperatura en la superficie de la pieza en el caso de una zona de contacto con forma de arco de circunferencia.

$$T = \int_{-l_c}^{l_c} \frac{\dot{q}_w(x')}{\pi \cdot k_w} \cdot e^{-\frac{(x-x') \cdot v_x + (z-z') \cdot v_z}{2\alpha_w}} \cdot K_0 \left\{ \frac{v_w \cdot [(x-x')^2 + (z-z')^2]^{\frac{1}{2}}}{2 \cdot \alpha_w} \right\} dx' \quad \text{Ec. 61}$$

Los autores calculan la temperatura máxima para diferentes valores del número adimensional de Peclet y del ángulo de la zona de contacto (ángulo  $\theta$  en la Fig. 44). En la Fig. 45, se muestran los resultados obtenidos al considerar los dos tipos de geometrías de la zona de contacto.

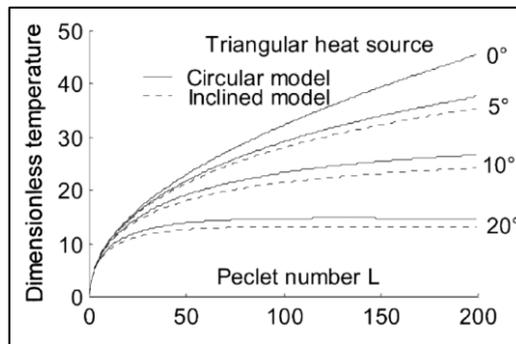


Fig. 45 Temperatura máxima en función del número de Peclet y del ángulo de contacto [Jin02].

Tal y como se puede observar, la diferencia entre las temperaturas predichas con ambas geometrías de la zona de contacto son siempre inferiores al 5%. Por ello, puede concluirse que la hipótesis planteada por Rowe [Row01] es correcta. Además, cabe mencionar que en rectificado *creep feed* (donde el número de Peclet para aceros es inferior a 5), el efecto del ángulo de la zona de contacto es despreciable y la fuente de calor podrá situarse sobre un plano horizontal. No obstante, en rectificado HEDG (donde el número de Peclet para aceros es superior a 100), el error cometido es mayor a medida que el ángulo de la zona de contacto aumenta.

A continuación, los autores llevan a cabo pruebas experimentales de rectificado HEDG con el objetivo de cuantificar el valor de  $R_{w,ch}$ . Al igual que en trabajos anteriores, este parámetro es determinado comparando la temperatura predicha en un punto de la pieza con la medida experimentalmente mediante un termopar. Los resultados muestran que en aquellos ensayos en los que se ha producido una ebullición del fluido de corte el valor de  $R_{w,ch}$  se sitúa entre 0,1 y 0,2, mientras que en el resto se encuentra entre 0,4 y 0,8.

## **II.4. TRATAMIENTOS TÉRMICOS DE ENDURECIMIENTO SUPERFICIAL**

En la industria, existen elementos de máquinas como, por ejemplo las levas o los engranajes, que requieren una elevada resistencia al desgaste y al impacto. Así, durante su fabricación, son sometidos a tratamientos que permiten aumentar la dureza de la superficie a la vez que se mantiene la tenacidad del material situado en el núcleo de la pieza.

En el caso de los aceros, el endurecimiento superficial del material puede lograrse mediante un calentamiento de la superficie seguido de un rápido enfriamiento de ésta. Durante este proceso, conocido como “temple”, las fases metalúrgicas presentes en la microestructura inicial del material se transforman en otras de mayor dureza. En el apartado II.4.1., se abordarán los conceptos fundamentales para comprender cómo se produce este cambio en la estructura del material.

Tal y como se ha descrito previamente, el grind-hardening es una nueva técnica que propone aprovechar el calor generado durante el rectificado para llevar a cabo esta tarea. No obstante, a nivel industrial, existen otras alternativas que permiten endurecer la pieza mediante un aporte de calor y que serán descritas en el apartado II.4.2..

En este sentido, una de las principales desventajas de estos procesos es que no es posible medir la profundidad de la capa endurecida sin seccionar la pieza. Así, con el propósito de poder mejorar el control de calidad, se han desarrollado una serie técnicas alternativas que permiten obtener una estimación de la profundidad endurecida de forma no destructiva. Éstas serán descritas en el apartado II.4.3..

Por otra parte, con el objetivo de optimizar la puesta a punto de los tratamientos térmicos de endurecimiento superficial, se han desarrollado modelos metalúrgicos que permiten predecir la dureza final del material a partir del conocimiento de la evolución temperatura de la pieza. Los modelos más empleados serán descritos en el apartado II.4.4..

Una vez finalizado el tratamiento térmico, el acabado superficial y la precisión dimensional de la pieza pueden ser insuficientes y, por ello, ésta es sometida habitualmente a una operación de rectificado final. Sin embargo, durante el rectificado, el aumento de la temperatura puede provocar un nuevo cambio en la microestructura del material que disminuya la dureza del mismo. Este fenómeno, denominado “revenido”, deberá ser evitado ya que reducirá la resistencia al desgaste de la pieza.

Como se verá posteriormente, tras el grind-hardening, será necesario acabar la pieza mediante una última operación de rectificado en la que habrá que controlar la caída de dureza provocada por el revenido. Partiendo de esta consideración, en el apartado II.4.5., se hará una revisión de las metodologías existentes para estimar la dureza final de la pieza

tras el revenido. Además, se presentarán los trabajos que han centrado en el estudio del revenido durante el rectificado.

### **II.4.1. La evolución de la microestructura del material durante los procesos de temple superficial**

Tal y como se ha descrito previamente, los aceros pueden ser endurecidos elevando su temperatura y enfriando rápidamente el material (proceso conocido como temple). Durante el calentamiento, las fases metalúrgicas presentes en la estructura del material son transformadas en austenita y, tras el enfriamiento, ésta se transforma en martensita. Esta fase metalúrgica se caracteriza por presentar una dureza elevada a temperatura ambiente (de hasta 65 HRC).

En el caso en el que únicamente se dese conseguir un endurecimiento superficial, la pieza es calentada mediante radiación o inducción mediante las tecnologías que se describirán en el siguiente apartado. No obstante, una característica común a los tratamientos térmicos de endurecimiento superficial es que los gradientes térmicos durante la fase de calentamiento son muy elevados (en torno a  $10^3$ °C/s en el caso del temple por inducción o el temple laser [Hos00]).

Así mismo, tras alcanzarse la temperatura máxima en el material, el efecto de la conducción hacia el núcleo de la pieza (que se encuentra a una temperatura inferior) disminuirá rápidamente la temperatura en la superficie. Tras este proceso, las fases presentes en la microestructura metalúrgica dependerán tanto de las condiciones en las que se haya producido la austenización como de las condiciones de enfriamiento. Así, a continuación se describirán ambas etapas con mayor detalle.

#### **II.4.1.1. El proceso de austenización a velocidades de calentamiento elevadas**

El proceso de austenización dependerá de las fases metalúrgicas presentes en la microestructura inicial del material. No obstante, el temple superficial se lleva a cabo habitualmente en aceros con estructura inicial compuesta por ferrita y perlita. A modo de ejemplo, se describirá el proceso de austenización del acero hypoeutectoide AISI 1045.

La transformación austenítica es un proceso activado por difusión en el que los átomos de carbono presentes en la cementita ( $Fe_3C$ ) se mueven hacia la fase ferrítica. Este proceso se consta de dos etapas. La primera etapa comenzará en el momento en el que se supere la temperatura crítica para que se inicie la difusión del carbono (temperatura  $T_{AC1}$ ). Durante esta etapa, se producirá la difusión intragranular del carbono en las colonias de perlita desde las láminas de cementita a las de ferrita (ver Fig. 46a). Además, la ferrita presente en los bordes de grano se transformará en austenita con un contenido en carbono despreciable. La primera etapa finalizará en el momento en el que se alcance la

temperatura necesaria para que el material se encuentre completamente austenizado (temperatura  $T_{AC3}$ ). Durante la segunda etapa, se producirá homogeneización de la austenita mediante la difusión de los átomos de carbono de las zonas de mayor concentración (zonas ocupadas previamente por la fase perlítica) hacia las zonas de menor concentración (ver Fig. 46b).

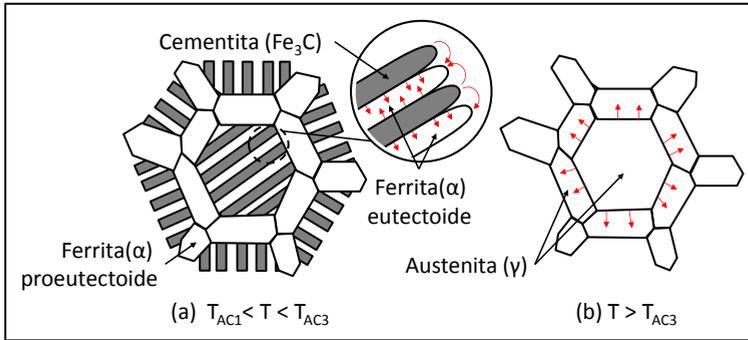


Fig. 46 Difusión del carbono durante el proceso de austenización

Debido a que este proceso está activado por la difusión, la temperatura necesaria para que comience el movimiento de los átomos de carbono será mayor si se aumenta la velocidad de calentamiento. Este efecto puede observarse en el diagrama tiempo-temperatura-austenización (TTA) mostrado en la Fig. 47.

Cabe señalar que, a medida que aumenta la velocidad de calentamiento, potencia por unidad de área necesaria para alcanzar la temperatura de austenización también será mayor. En el caso del temple laser, por ejemplo, las tasas de calentamiento se encuentran en torno a  $1000^{\circ}C/s$  [Tot06] por lo que se requiere emplear potencias por unidad de área de entre  $10^3$  y  $10^5 W/mm^2$  [Wan13].

Por otro lado, se ha de tener en cuenta que el sobrecalentamiento de la pieza por encima de la temperatura  $T_{AC3}$  tendrá como consecuencia el aumento del tamaño de grano austenítico. Además, en el caso de los aceros hypereutectoides, también aumentará la cantidad de austenita retenida. En ambos casos, la consecuencia será una disminución de la dureza de la microestructura resultante tras el enfriamiento.

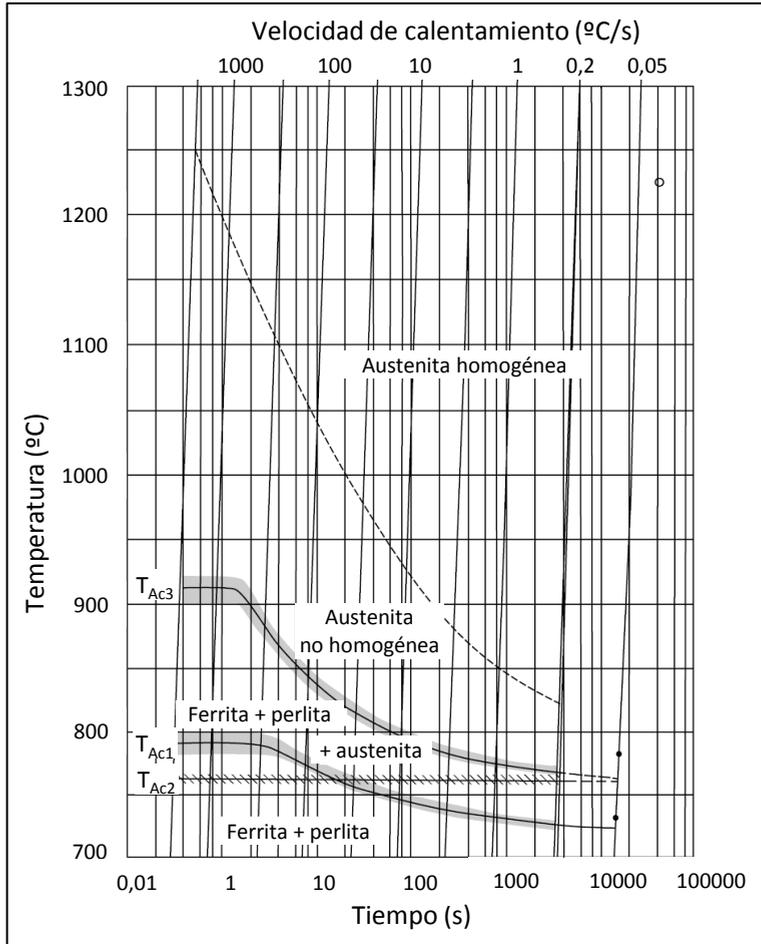


Fig. 47 Diagrama TTA para el acero AISI 1045. Adaptado de [Tot06]

#### **II.4.1.2. La descomposición de la austenita durante el enfriamiento**

Además del estado de la austenita tras la fase de calentamiento, la microestructura final del material también dependerá de las condiciones en las que se produzca el enfriamiento de la pieza.

Así, a partir de ensayos experimentales, se han construido diagramas que permiten conocer la evolución de la transformación de la fase austenítica en otras fases metalúrgicas a lo largo del tiempo. Los diagramas de transformación por enfriamiento continuo (TEC), por ejemplo, permiten determinar para una velocidad de enfriamiento determinada la fracción de las fases presentes en la microestructura final así como la dureza final del material. A modo de ejemplo, en la Fig. 48 se muestra el diagrama TEC para el acero AISI 1045. Tal y

como se puede observar, la velocidad de enfriamiento necesaria para que la austenita generada se transforme completamente en martensita ha de ser superior a 425°C/s.

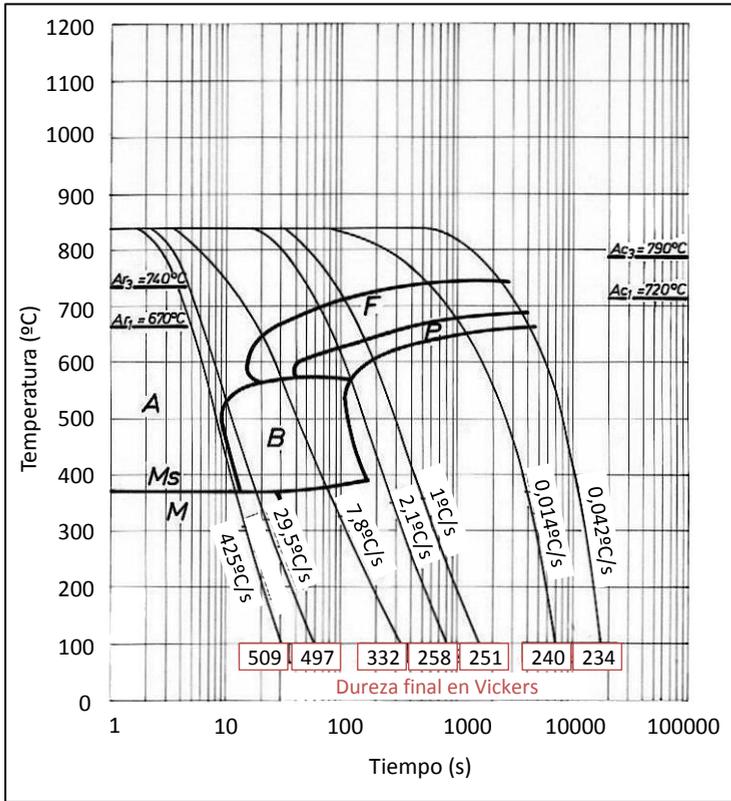


Fig. 48 Diagrama de transformación por enfriamiento continuo para el acero AISI 1045. Adaptado de [Met14]

La martensita resultante del proceso de temple es muy dura y frágil y, por lo tanto, inservible para la mayoría de las aplicaciones. Por ello, es necesario realizar un segundo tratamiento térmico con el objetivo de transformar la martensita inicial en una estructura compuesta por ferrita y cementita globular más dúctil y tenaz [Cal05]. No obstante, se ha de tener en cuenta que este proceso también tendrá como consecuencia la reducción de la dureza del material. Este tratamiento térmico, conocido como revenido, está provocado por la difusión de los átomos de carbono y, para llevarlo a cabo, se ha de calentar de nuevo el acero martensítico a una temperatura inferior a la  $T_{AC1}$ .

Por último, cabe señalar que, en el caso de los tratamientos térmicos de endurecimiento superficial, el revenido puede producirse sin necesidad de aportar de nuevo calor a la pieza. Si el enfriamiento de la pieza es asistido mediante un fluido de corte, la temperatura en la superficie de la pieza puede reducirse de tal forma que la temperatura máxima se

encuentre a una determinada profundidad bajo la superficie. A continuación, la conducción del calor desde el interior de la pieza hacia el exterior aumentará de nuevo la temperatura de la martensita generada durante el temple produciéndose un revenido de ésta.

## **II.4.2. Tecnologías industriales para llevar de temple superficial**

Tal y como se ha descrito previamente, el grind-hardening es un nuevo proceso cuyo objetivo es aumentar la temperatura de la pieza de forma selectiva para conseguir un endurecimiento superficial de ésta. No obstante, en la industria esta tarea es realizada habitualmente mediante alguna de las siguientes tecnologías:

- El temple por inducción
- El temple por llama.
- El temple mediante haz laser.
- El temple mediante haz de electrones.

En los siguientes apartados, se hará una breve descripción de cada una de ellas con el objetivo de comprender su principio de funcionamiento y su rango de aplicación. Finalmente, a modo de resumen, en la Tabla 3 se presentan las ventajas e inconvenientes de cada una de ellas junto con la profundidad de capa endurecida máxima alcanzable. En adelante, la profundidad de capa endurecida se denotará como HPD (*Hardness Penetration Depth*).

### **II.4.2.1. El temple por inducción**

El temple por inducción se basa en el hecho de que cualquier material conductor puede ser calentado mediante inducción electro-magnética. Con el objetivo de ilustrar el fundamento de esta tecnología, en la Fig. 49 se muestra un esquema de los principales elementos presentes en ésta. Tal y como se puede observar, la pieza es rodeada por una espira de cobre (inductor) por la que circula una corriente alterna generándose un campo magnético alterno en el interior de la espira. Este campo magnético inducirá en la superficie de la pieza una serie de corrientes eléctricas (conocidas como corrientes de Foucault o “eddy currents”) y, debido al efecto Joule, se generará el calor necesario para aumentar la temperatura y producir la austenización del material. Finalmente, tras abandonar la zona sometida al efecto del inductor, la superficie enfriará rápidamente con el objetivo de generar la fase martensítica deseada.

En este proceso, la cantidad de calor generada dependerá principalmente de la frecuencia y la potencia de la señal eléctrica del inductor. Así, mediante la variación de estos dos parámetros es posible controlar de la capa endurecida generada. De esta forma, mediante este proceso se pueden obtener capas de entre 0,5 y 10 mm de profundidad en piezas de acero [Wan13]. No obstante, debido a que la repetitividad del proceso se encuentra en el

orden de las décimas de milímetro, no es empleado para generar capas de una profundidad inferior a 0,5 mm.

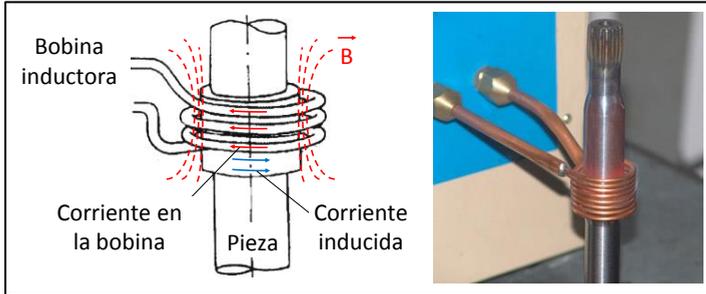


Fig. 49 Endurecimiento superficial mediante temple por inducción

Por otra parte, las propiedades de la capa endurecida dependerán también de la geometría del inductor y de su correcto posicionamiento [Asm13]. Por ello, es habitual automatizar el proceso para tiradas largas y desarrollar geometrías del inductor optimizadas para cada geometría de pieza. No obstante, el coste de estas instalaciones es elevado y, en numerosas ocasiones se emplean inductores más versátiles que permiten endurecer la superficie de piezas con una geometría similar. A modo de ejemplo, en la Fig. 50a se muestra un inductor cuya geometría ha sido optimizada para el endurecimiento superficial de una leva. Así mismo, en la Fig. 50b se puede observar un inductor circular mediante el cual podrán endurecerse no sólo engranajes, sino también, piezas con una geometría de revolución.

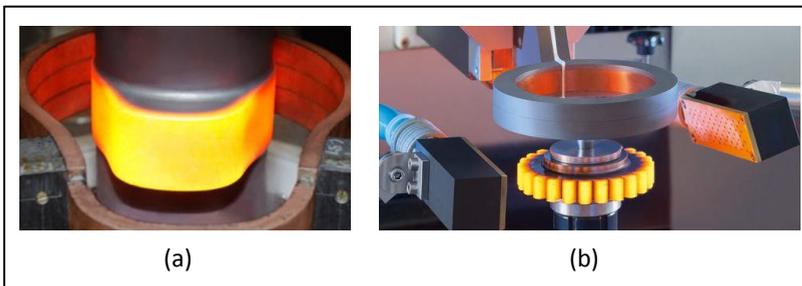


Fig. 50 Ejemplos de un inductor cuya geometría ha sido optimizada y de un inductor circular de propósito general. Fuentes: EFD Induction® (a) y EMAG® (b).

#### II.4.2.2. El temple por llama

El temple por llama se basa en aplicar directamente sobre la zona a endurecer una llama a alta temperatura generada mediante la combustión de un gas. De esta forma, la zona afectada térmicamente por la llama es austenizada y, a continuación, la estructura martensítica es generada mediante el enfriamiento de la pieza (habitualmente asistido por la proyección de un fluido sobre la pieza). En este proceso la profundidad de la capa

endurecida dependerá de numerosas variables como, por ejemplo, la distancia y la velocidad relativa entre la llama y la pieza, la temperatura de la llama o el medio de temple [Wan13].

En función del movimiento relativo entre la pieza y el cabezal de la llama (soplete) pueden distinguirse las tres variantes del proceso (ver Fig. 51). En el caso en el que únicamente se quieran endurecer zonas muy localizadas de la pieza, tanto ésta como los sopletes permanecen estacionarios (Fig. 51a). Cabe señalar que, dependiendo de la extensión que se requiera tratar térmicamente, los sopletes podrán constar de un único orificio o de múltiples orificios. La segunda variante del proceso, ver Fig. 51b, resulta de especial utilidad si se han de endurecer áreas extensas. En este caso, tanto el soplete como el medio de temple se encuentran montados sobre un carro y se desplazan sobre la superficie de la pieza a endurecer. Por último, en el caso en el que la superficie a endurecer sea de revolución, el soplete permanece estático y la pieza gira sobre su eje de revolución (Fig. 51c).

La principal ventaja de este proceso es que permite llevar a cabo el endurecimiento superficial de piezas de gran tamaño cuyo tratamiento térmico en horno o mediante inducción sería muy costoso. Éste es el caso de piezas como, por ejemplo, engranajes o rodillos para la industria del papel o guías de máquinas herramienta [Lee06]. Así mismo, mediante el temple por llama es posible conseguir capas endurecidas desde 1,2 hasta 10 mm de profundidad. No obstante, el control del calor generado es menos preciso que en el temple por inducción y, para los mismos parámetros de proceso, pueden darse variaciones en la capa endurecida de hasta 1 mm. Por ello, no es recomendado si se requiere hacer un temple muy superficial.

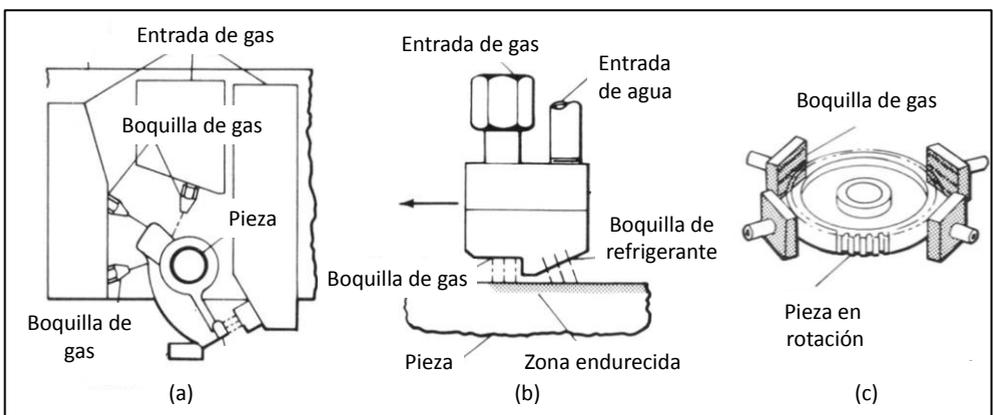


Fig. 51 Endurecimiento superficial mediante temple llama. Adaptado de [Asm13].

### II.4.2.3. El temple mediante haz de electrones

La técnica del temple mediante haz de electrones (THE) se basa en emitir un flujo colimado de electrones libres a alta velocidad sobre la superficie a endurecer (ver Fig. 52). En este caso, el impacto de los electrones sobre la pieza genera la energía calorífica necesaria para producir la austenización del material en la superficie. Al detener la emisión de electrones, el enfriamiento de la zona superficial se produce como consecuencia de la conducción del calor hacia el interior de la pieza [Ale11]. Cabe mencionar, que para poder lograr una transformación martensítica completa, es imprescindible que el espesor de la pieza sea, al menos, entre 5 y 10 veces superior a la profundidad de la zona austenizada [Asm13].

Mediante este proceso, es posible obtener capas endurecidas de espesor uniforme y con una profundidad de capa endurecida de entre 0,3 mm y 2 mm de profundidad por lo que el THE es competencia directa del temple por inducción. Además, a diferencia de éste, la aplicación del THE es más sencilla en piezas de geometría compleja y la distorsión de las piezas es menor. No obstante, se ha de tener en cuenta que la deformación de la pieza dependerá, entre otros aspectos, de su rigidez, de la geometría de la zona endurecida y de los tratamientos térmicos previos a los que ésta ha sido sometida.

Por otra parte, cabe señalar, que el efecto de la acción de los electrones sobre la superficie tendrá una influencia en el acabado superficial de la pieza. Así, por ejemplo, Zenker y Panzer [Zen87] observaron que, tras aplicar el THE sobre una pieza de acero AISI 1045 pulida y con una rugosidad media de 0,05  $\mu\text{m Ra}$ , su rugosidad superficial aumentaba hasta 1,5  $\mu\text{m Ra}$ . Así pues, en algunos casos, puede ser necesario llevar a cabo un último proceso que permita mejorar el acabado superficial de la pieza y su precisión dimensional.

Por último, se ha de tener en cuenta, que si bien el proceso permite controlar la energía emitida y la profundidad de capa endurecida con una mayor precisión que en el temple por inducción, el coste de este tipo de instalaciones es elevado y sólo estará justificado para grandes producciones.

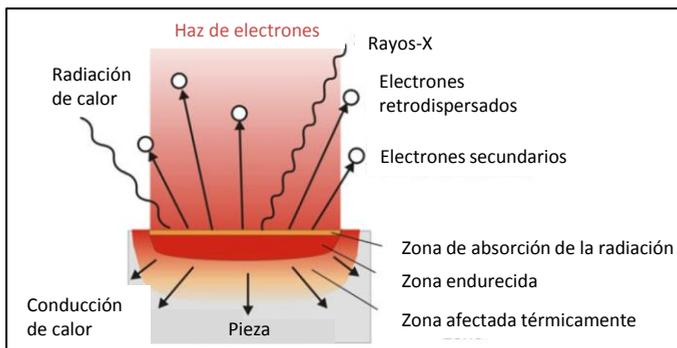


Fig. 52 Temple mediante haz de electrones

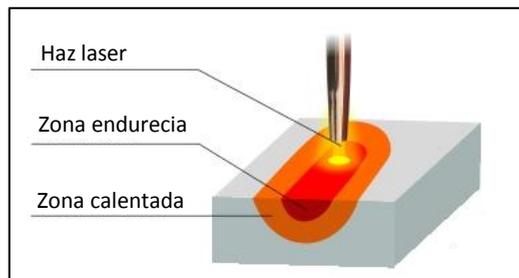
#### **II.4.2.4. El temple laser**

Esta tecnología se basa en hecho de que al incidir un haz laser sobre la superficie de una pieza parte de la energía trasportada por el haz es absorbida por la propia pieza y trasformada en calor. A medida que el haz laser recorre la superficie, el material situado bajo su zona de influencia elevará su temperatura por encima de la temperatura de austenización. A continuación, al igual que en el THE, la conducción del calor hacia el interior de la pieza provocará que el material en la superficie se enfríe rápidamente y la austenita generada se transformará en martensita.

En este proceso, la fracción de energía absorbida por la pieza depende, entre otros aspectos, de la longitud de onda del haz laser, del acabado superficial de la pieza y de su temperatura. En este sentido, cabe señalar, que resulta complejo controlar en todo momento la temperatura de la superficie y, por lo tanto, es difícil obtener una capa endurecida constante [Asm13]. Además, se ha de tener en cuenta, que la distribución de la energía emitida por el haz no es uniforme en toda la zona de influencia del haz (spot).

Por lo que se refiere a las profundidades de capa que pueden obtenerse mediante el temple laser, éstas son muy similares al THE (entre 0,3 y 2 mm). Así mismo, al igual que en el THE, las deformaciones de la pieza son menores que en el temple por inducción o en el temple por llama ya que la energía transmitida al material es menor [Pas03]. No obstante, algunas las piezas requieren de un proceso de acabado final.

Por otra parte, la anchura de temple se encuentra limitada por el tamaño del spot laser y, si se requiere templar una anchura mayor, es necesario realizar varias pasadas solapadas. Como consecuencia, en la zona de solapamiento se producirá un revenido de la martensita generada en el paso anterior y ésta disminuirá su dureza [For11]. Cabe indicar, que este aspecto será comentado con mayor profundidad más adelante ya que también se produce durante la realización del grind-hardening.



*Fig. 53 Temple mediante haz laser*

**Capítulo II: Revisión del estado del arte**

Por último, a modo de resumen, en la Tabla 3 se recogen las ventajas e inconvenientes de cada una de las tecnologías de tratamiento térmico descritas en este apartado y, además, se indica la profundidad de capa endurecida máxima alcanzable con cada una de ellas.

Tecnología	Ventajas	Desventajas	HPD (mm)
Inducción	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Menor coste de equipamiento que el láser/haz de electrones</li> <li>- Anchura de temple mayor</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Necesidad de inductores diseñados para la geometría de la pieza.</li> <li>- La capa endurecida depende del correcto posicionamiento del inductor.</li> <li>- Menor productividad que el láser/haz de electrones.</li> <li>- Distorsión de la pieza</li> </ul>	0,5-10
Llama	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Coste bajo.</li> <li>- Método flexible</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Baja reproducibilidad.</li> <li>- Necesario un medio de temple.</li> <li>- Distorsión de la pieza.</li> <li>- Impacto ambiental mayor</li> </ul>	1-10
Haz de electrones	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Menores distorsiones de la pieza que en temple por inducción/llama.</li> <li>- Mayores productividad que en temple por inducción/llama.</li> <li>- Control más preciso de la capa que en temple por inducción/llama.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Necesario trabajar en condiciones de vacío.</li> <li>- Menor productividad que el laser</li> <li>- Coste de instalaciones elevado.</li> <li>- Espesor de la pieza al menos 5-10 · HPD</li> </ul>	0,3-2
Láser	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Menores distorsiones de la pieza que en temple por inducción/llama.</li> <li>- Mayores productividad que en temple por inducción/llama.</li> <li>- Control más preciso de la capa que en temple por inducción/llama</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Anchura de temple limitada por el tamaño del spot.</li> <li>- Coste de instalaciones elevado.</li> <li>- Espesor de la pieza al menos 5-10 · HPD</li> </ul>	0,3-2

*Tabla 3 Ventajas y desventajas de las distintas tecnologías de endurecimiento superficial y profundidad de capa endurecida obtenida con cada una de ellas.*

### **II.4.3. Metodologías para la determinación de la profundidad de capa endurecida**

Para llevar a cabo el control de calidad de las piezas sometidas a tratamientos de térmicos de endurecimiento superficial, es necesario disponer de una metodología que permita determinar con fiabilidad y precisión la profundidad de capa endurecida. El método más ampliamente utilizado para llevar a cabo esta tarea es la determinación del perfil de microdurezas tras seccionar la pieza en dirección transversal a la capa endurecida.

No obstante, para los mismos parámetros de proceso, pueden darse variaciones en la capa endurecida desde 0,1 mm en los procesos con una mayor repetitividad hasta 1 mm para el temple por llama. Así pues, durante la producción en línea, será recomendable disponer de un método no destructivo que permita estimar la profundidad de capa endurecida en cada una de las piezas fabricadas.

En este apartado se describirá, en primer lugar, el método destructivo empleado habitualmente para determinar la profundidad de capa endurecida y, a continuación, se comentarán las alternativas existentes para llevar a cabo esta tarea de forma no destructiva.

#### **II.4.3.1. Método destructivo**

Según la norma UNE-EN 10328, la metodología a aplicar para la cuantificación de la profundidad de temple superficial se basa en la determinación del perfil de durezas en una sección trasversal a la capa endurecida. En concreto, se deberá determinar la profundidad bajo la superficie en la cual la pieza posee una dureza igual a 0,8 veces la dureza mínima requerida en la superficie (dureza límite).

La determinación del perfil de durezas se ha de realizar en base al ensayo Vickers (establecido por la norma UNE-EN ISO 6507-1). Durante este ensayo, se presionará un indentador de diamante con forma de pirámide recta de base cuadrada y con un ángulo  $\zeta$  prefijado (ver Fig. 54). Seguidamente, la dureza del material en dicho punto se cuantificará a partir de la medición de la longitud de la diagonal de la huella que ha quedado en la superficie al dejar de aplicar la fuerza de ensayo, F. Así mismo, las huellas de dureza han de situarse a lo largo de una o varias líneas perpendiculares a la superficie y en un intervalo de banda (W) de 1,5 mm de anchura. Por último, la profundidad a la que se encuentra la dureza límite se determinará gráficamente a partir de la curva que distribuciones de dureza.

Cabe señalar que la sección sobre la que se va a efectuar la medición deberá prepararse previamente de tal forma que la determinación de las dimensiones de las huellas de dureza pueda realizarse correctamente. Esta preparación deberá ejecutarse de forma que se minimice cualquier alteración de la dureza superficial de la pieza, por ejemplo mediante pulido o electropulido.

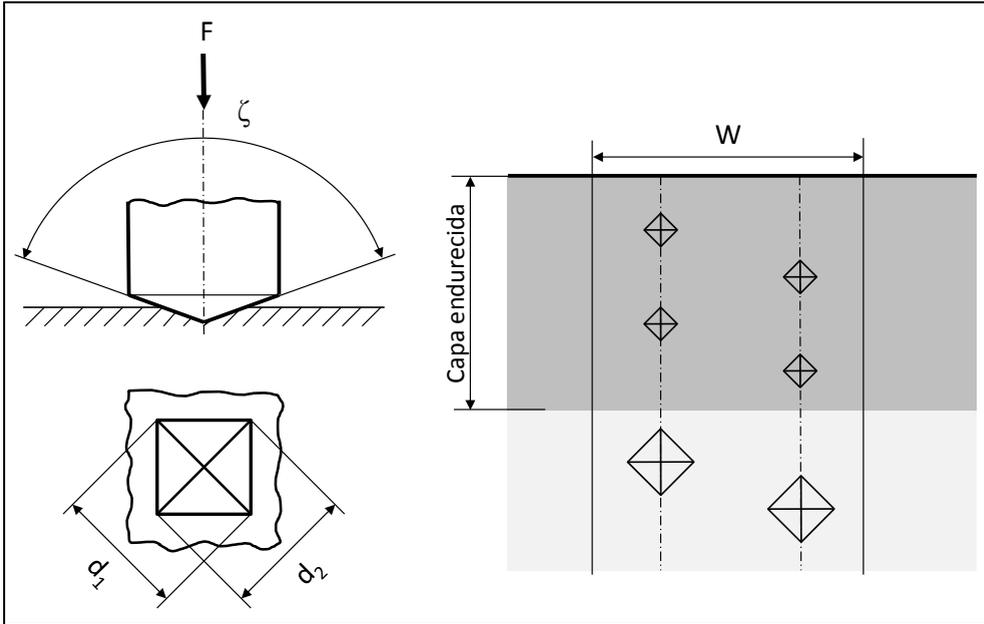


Fig. 54 Ensayo de microdurezas Vickers y esquema de indentaciones en la sección a estudiar.

### II.4.3.2. Métodos no destructivos

Los métodos no destructivos se basan en el hecho de que las fases metalúrgicas presentes en la zona endurecida y en el material base poseen diferentes propiedades eléctricas o magnéticas. Así, uno de los métodos más extendidos para medir la profundidad de capa endurecida es el método de las corrientes inducidas de Foucault ya que las medidas pueden realizarse de forma rápida y sencilla. Además, mediante este procedimiento, pueden medirse piezas con capas templadas desde los 0,2 mm hasta los 9 mm [Asm91].

La técnica basada en la medida del ruido magnético de Barkhausen es empleada también para estudiar las propiedades metalúrgicas de las piezas ferromagnéticas. Partiendo de esta consideración, algunos trabajos de investigación han tratado de relacionar propiedades de la señal de ruido Barkhausen con la profundidad de capa generada [Saq98, Vai00, Moo04, Lo06, Kai07, Moo09, Zha09b y San12]. En los siguientes apartados se presentarán los fundamentos de estas dos metodologías.

#### II.4.4.3.1. Método de las corrientes inducidas de Foucault.

El método de las corrientes de Foucault emplea el efecto de los campos electromagnéticos y la inducción para estimar la profundidad de la capa endurecida. Con el objetivo de ilustrar el principio de funcionamiento de esta tecnología, en la Fig. 55 se muestra una representación esquemática de ésta.

Para llevar a cabo la medida de la profundidad de capa endurecida, se crea un campo magnético variable mediante bobinas excitadas con corriente alterna. Este campo magnético, a su vez, inducirá un conjunto de corrientes eléctricas circulares en planos perpendiculares a la inducción magnética original. De acuerdo con las leyes de Faraday y Ohm, las corrientes inducidas generarán su propio campo magnético que se opondrá al campo generado por la bobina excitadora, de tal forma que ambos campos se superpondrán [Nat13].

Por otra parte, las corrientes inducidas provocarán, como consecuencia del efecto Joule, unas pérdidas de potencia en el material que se reflejarán en un aumento de la resistencia de la bobina. Así, la monitorización de la impedancia eléctrica de ésta permitirá obtener una estimación de las propiedades físicas de la zona superficial de la pieza estudiada [Gue04].

Por último, cabe mencionar, que los sistemas de medida en producción basan su funcionamiento en la comparación de las medidas realizadas con los datos obtenidos en una pieza de referencia de la que se conoce la profundidad de capa templada [Büy13].

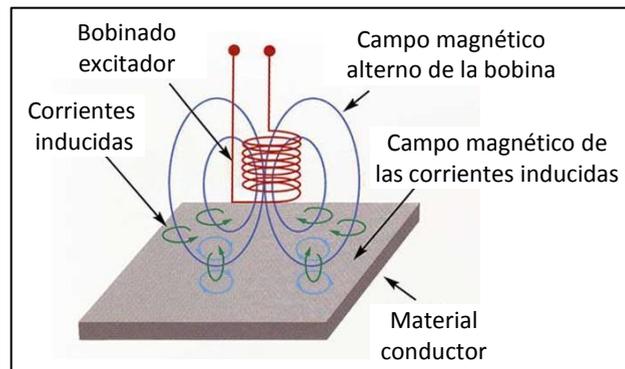


Fig. 55 Método de las corrientes inducidas de Foucault.

#### II.4.4.3.1. Método de ruido Barkhausen.

El método de ruido Barkhausen se basa en la detección de los cambios abruptos que se producen durante la magnetización de materiales ferromagnéticos. Para poder describir el principio físico del efecto Barkhausen, en la Fig. 56 se muestra de forma esquemática el proceso de magnetización de un material ferromagnético. Con el objetivo de simplificar la figura, únicamente se ha considerado el movimiento de la pared de un dominio magnético.

Antes de comenzar el proceso de magnetización (Fig. 56a) los dominios magnéticos del material se encuentran distribuidos de tal forma que la magnetización neta es cero. En el momento en el que se aplica un campo magnético externo, los dominios orientados según la dirección del campo magnético externo aumentan mientras que los orientados en la

dirección opuesta, disminuyen. Este cambio de tamaño se traduce en un movimiento de las paredes que separan los dominios (Fig. 56b). No obstante, este movimiento no es continuo ya que se ve obstaculizado por las inclusiones no-magnéticas, las dislocaciones en la estructura cristalina del metal o las grietas que actúan puntos de anclaje de las paredes del dominio (Fig. 56c). Los efectos producidos por esta magnetización discontinua son conocidos como ruido Barkhausen y su cuantificación puede ser empleada para obtener una estimación de las propiedades físicas del metal.

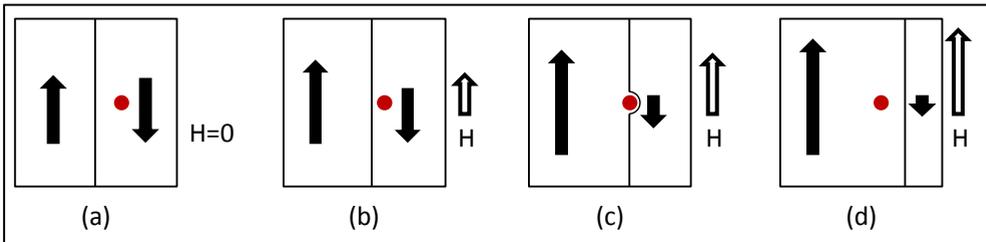


Fig. 56 Movimiento de la pared que separa dos dominios magnéticos durante el proceso de magnetización.

Para llevar a cabo la medida de ruido Barkhausen, el material es excitado mediante un campo magnético variable ( $H$ ). Este campo magnético es generado en una bobina por la que circula una corriente alterna y transmitida por un hierro magnético en forma de yugo (Fig. 57). Por otro lado, el campo magnético generado por la magnetización en el material ( $B$ ) induce en una segunda bobina una corriente eléctrica cuyo análisis permite cuantificar las distintas propiedades físicas del metal.

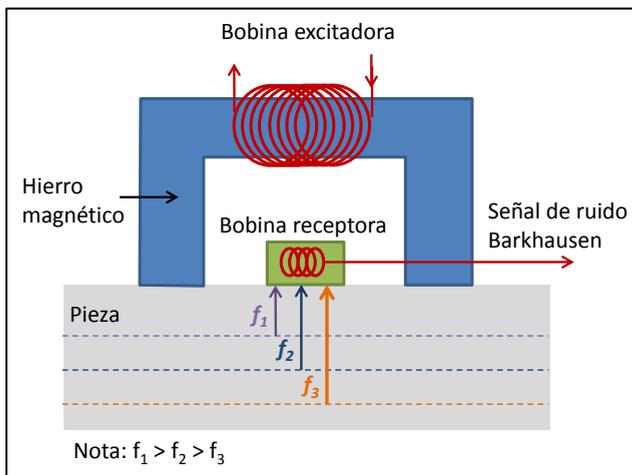


Fig. 57 Esquema de los elementos presentes en una medida de ruido Barkhausen.

El efecto del ruido Barkhausen generado en el interior de la pieza es amortiguado por el material que se encuentra en la superficie debido al efecto de las corrientes de Foucault comentado anteriormente. No obstante, cada una de las componentes en frecuencia de la señal de corriente eléctrica recibida puede asociarse con el ruido generado a una profundidad determinada  $\delta$  que puede estimarse a partir de la Ec. 62. El contenido de alta frecuencia (20-1000kHz) es emitido por las capas cercanas a la superficie mientras que el de baja frecuencia (0,1-100kHz) es asociado con las capas más alejadas. Así, la señal completa puede ser filtrada con el objetivo de analizar únicamente las propiedades de una zona determinada.

$$\delta = \sqrt{\frac{1}{\pi \cdot f \cdot k_e \cdot \mu_m}} \quad \text{Ec. 62}$$

donde  $f$  es la frecuencia de la señal recibida,  $k_e$  la conductividad eléctrica del material y  $\mu_m$  la permeabilidad magnética del material.

A modo de ejemplo, en la Fig. 58 se muestra una señal de ruido Barkhausen. La señal está formada por una serie de pulsos de amplitud variable y cuyo máximo coincide con las zonas en la que la señal de excitación (y por lo tanto la amplitud del campo magnético aplicado) varía más rápidamente. El análisis de la señal de ruido Barkhausen se realiza habitualmente mediante la representación de la envolvente de la señal durante la mitad del ciclo de magnetización. No obstante, otras propiedades de la señal como la amplitud máxima de los pulsos o el valor medio cuadrático (RMS) de las amplitudes de los pulsos (Ec. 63) son también empleadas en este tipo de análisis.

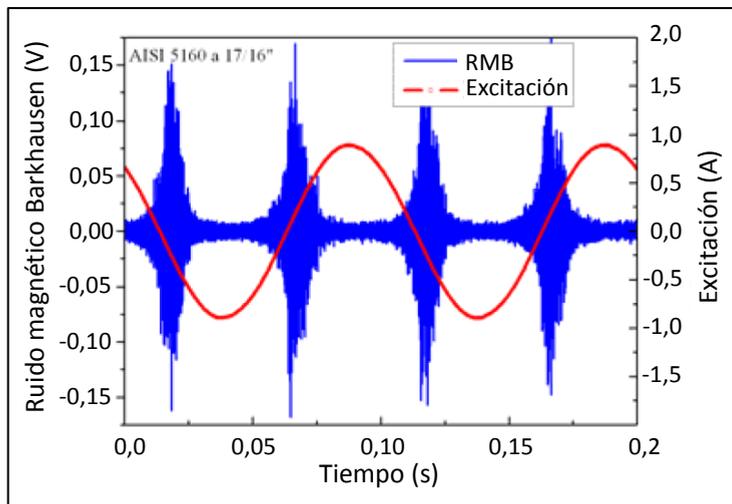


Fig. 58: Señal alterna de excitación y ruido Barkhausen [FRA07]

$$RMS = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N x_i^2}$$

Ec. 63

En esta expresión, N es el número de pulsos y  $x_i$  es el vector que contiene los valores de amplitudes de los pulsos.

En las últimas décadas, algunos autores han tratado de estimar la profundidad de capa endurecida a partir de las propiedades de la señal de ruido Barkhausen. Saquet et al. [Saq98] estudian la influencia de la microestructura de un acero AISI 1055 en la señal BN para los procesos de temple por inducción, nitruración y carburización. Así, los autores identifican que la señal de ruido Barkhausen presenta un único máximo si únicamente existe ferrita y perlita mientras que la presencia de martensita provoca la aparición de un segundo máximo. Ante este resultado, proponen utilizar el ratio entre las amplitudes de los dos picos para estimar la profundidad de capa templada y obtienen una muy buena correlación con la realidad para capas de hasta 3,5 mm. Este mismo procedimiento es utilizado posteriormente por otros autores [Vai00, Moo04 y Moo09].

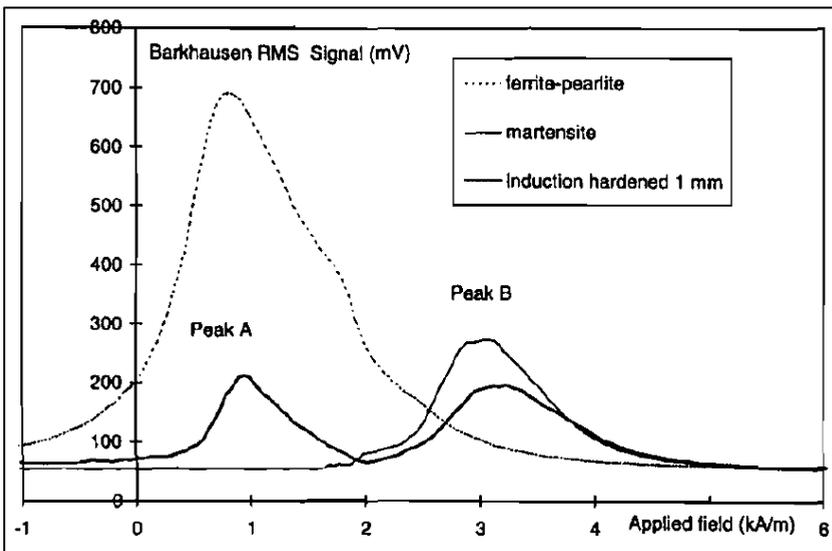


Fig. 59 Influencia de la microestructura de un acero AISI 1055 en la envolvente de la señal de ruido Barkhausen [Saq98].

Otros autores proponen utilizar parámetros asociados al ciclo de histéresis generado al aplicar el campo magnético alterno a la pieza [Lo06, Kai07 y Zha09b]. Estos observan que la coercitividad magnética y el área encerrada en el ciclo de histéresis aumentan al aumentar la profundidad de capa endurecida. Este efecto se debe a que, a medida que aumenta la

profundidad de capa endurecida, el volumen de martensita es mayor y, por lo tanto, la energía necesaria para que los dominios magnéticos superen los obstáculos es también mayor.

Por último, cabe mencionar el trabajo llevado a cabo por Santa-aho et al. [San12]. En este trabajo, los autores proponen una metodología novedosa que se basa en analizar la evolución del valor RMS de la señal al variar el voltaje de la corriente de la bobina excitadora (manteniendo la frecuencia de la señal excitadora constante). Así, observan que existe una relación entre la pendiente de la señal de excitación y la profundidad de la capa endurecida en piezas de acero 34CrNiMo6 y acero 42CrMo4.

#### II.4.4. Predicción de la dureza del material tras el temple.

La predicción de la dureza del material tras el temple superficial puede llevarse a cabo a partir de la siguiente expresión:

$$HV = \sum_{i=1}^n \varphi_i \cdot HV_i \quad \text{Ec. 64}$$

donde  $\varphi_i$  es la fracción en tanto por uno de cada una de las n fases presentes en la microestructura del material y  $HV_i$  es la dureza de cada una de las fases.

Para poder aplicar la Ec. 64, será necesario cuantificar la composición de la microestructura final de material. En este sentido, se han desarrollado modelos que permiten estudiar la evolución de las fases metalúrgicas durante la etapa de calentamiento (austenización) y durante el enfriamiento.

Uno de los modelos más utilizados para representar las transformaciones de fase difusivas, como la transformación austenítica, es el de Jonshon-Mehl-Avrami [Joh39, Avr39, Avr40]. En esta serie de trabajos, los autores parten de la consideración de que la aparición de la nueva fase se produce mediante un proceso de nucleación y crecimiento y proponen la siguiente ecuación para calcular la fracción de austenita generada:

$$\varphi_a(T, t) = 1 - \exp \left\{ - \left[ K_0 \cdot \exp \left( - \frac{Q}{R \cdot T} \right) \cdot t \right]^n \right\} \quad \text{Ec. 65}$$

donde  $\varphi_a$  es la fracción de austenita generada,  $K_0$ ,  $n$  y  $Q$  son tres constantes que dependen del material,  $R$  es la constante de los gases ideales y  $t$  es el tiempo que el material es mantenido a una temperatura constante  $T$ .

No obstante, se ha de tener en cuenta que la Ec. 65 propuesta por Jonshon-Mehl-Avrami está desarrollada para condiciones isotermas del proceso. Por ello, si se requiere modelizar transformaciones difusivas que tienen lugar a una temperatura variable, es necesario

redefinir la ecuación. Discretizando la Ec. 65 para una serie de pasos isotermos se obtiene la siguiente expresión:

$$\varphi_{a,i}(T_i, t_i) = 1 - \exp \left\{ - \left[ K_0 \cdot \exp \left( - \frac{Q}{R \cdot T_i} \right) \cdot (\tau_i + \Delta t) \right]^n \right\} \quad \text{Ec. 66}$$

donde  $T_i$  representa la temperatura al inicio del paso  $i$  y  $\tau_i$  es el tiempo que el material debería permanecer a la temperatura  $T_i$  para alcanzar el mismo grado de transformación alcanzado en el paso  $i-1$ .

La principal dificultad a la hora de aplicar la Ec. 66 reside en que las constantes  $K_0$  y  $Q$  no son habitualmente conocidas y su determinación experimental resulta muy compleja [Mar12].

Por su parte, Leblond y Devaux [Leb84] presentan un modelo más sencillo para representar la evolución de la fase austenítica durante procesos no isotermos. En este caso, la expresión propuesta (Ec. 67) permite determinar la fracción de austenita para una determinada velocidad de calentamiento en función de la temperatura a la que se encuentre el material.

$$\frac{d\varphi_a(T)}{dT} = \frac{1}{\dot{T}} \frac{\varphi_{eq}(T) - \varphi_a(T)}{\tau(T)} \quad \text{Ec. 67}$$

donde  $\varphi_{eq}$  es la fracción de austenita en equilibrio y  $\tau(T)$  es una constante de tiempo que depende del material.

La principal dificultad a la hora de emplear este modelo reside en la determinación del parámetro  $\tau(T)$  a partir del diagrama TTA para el acero considerado. Además, no se considera el efecto de que, para algunos aceros como el AISI 1045, el aumento de las temperaturas críticas  $T_{AC1}$  y  $T_{AC3}$  se detiene a partir de una determinada velocidad de calentamiento.

Por lo que se refiere a la transformación martensítica, ésta no es de naturaleza difusiva sino desplazativa y, por ello, la fracción de martensita generada únicamente dependerá de la temperatura alcanzada por el material. Una de las expresiones más empleadas por la comunidad científica para representar este proceso es la propuesta por Koistinen y Marburger [Koi59] (Ec. 68).

$$\varphi_m = 1 - \exp[-\gamma \cdot (M_s - T)] \quad \text{Ec. 68}$$

donde  $\varphi_m$  es la fracción de martensita generada,  $M_s$  representa la temperatura a la que se inicia la transformación martensítica y  $\gamma$  es una constante dependiente del material que

puede ser obtenida a partir de los diagramas de transformación por enfriamiento continuo (TEC) como el mostrado en la Fig. 48.

#### **II.4.5.1. Revisión de las metodologías propuestas para estimar la dureza tras el revenido**

Tal y como se ha descrito anteriormente, el revenido es un proceso que está provocado principalmente por la difusión del carbono y, por lo tanto, su evolución dependerá tanto de la temperatura como del tiempo. Teniendo este aspecto en cuenta, la dureza de la pieza podría expresarse mediante una función dependiente de un parámetro que representará el efecto conjunto de temperatura y tiempo.

$$H = f(P(t, T)) \quad \text{Ec. 69}$$

Hollomon y Jaffe presentan el primer trabajo en el que esta idea es puesta en práctica con éxito [Hol45] y proponen el parámetro definido en la Ec. 70 para estudiar la dureza en la pieza tras un tratamiento térmico de revenido isoterma. Este tipo de parámetros son conocidos parámetros de tiempo-temperatura-isoterma (TTI).

$$P_{HJ} = T(C_{HJ} + \log t) \quad \text{Ec. 70}$$

En esta expresión, T representa la temperatura del material en grados Kelvin, t es el tiempo en horas y  $C_{HJ}$  es una constante dependiente del material y que puede ser estimada a partir de la Ec. 71.

$$C_{HJ} = 21,53 - 5,8 \cdot c \quad \text{Ec. 71}$$

donde c es la fracción de carbono del acero.

A modo de ejemplo, en la Fig. 60 se muestra la evolución de la dureza del acero AISI1045 tras un proceso de revenido isoterma en función del parámetro de Hollomon-Jaffe.

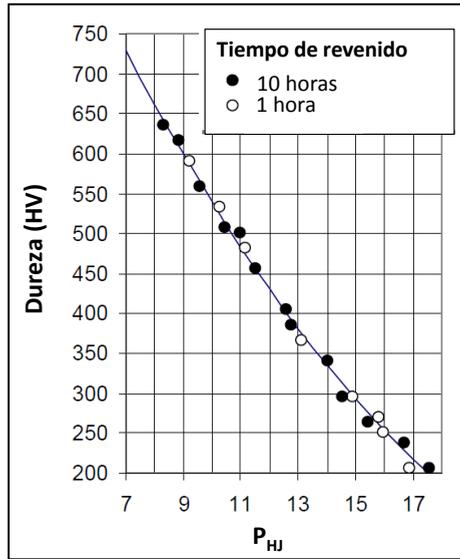


Fig. 60 Relación entre la dureza del acero AISI 1045 tras un proceso de revenido y el parámetro de tiempo-temperatura isoterma de Hollomon-Jaffe. Adaptado de [Row07].

El parámetro  $P_{HJ}$  definido por Hollomon-Jaffe es ampliamente utilizado en la industria para predecir la dureza final de la pieza tras un proceso de revenido realizado en horno a temperatura constante. Sin embargo, los parámetros TTI no son aplicables si la evolución de la temperatura con el tiempo es compleja como, por ejemplo, en los tratamientos térmicos de endurecimiento superficial. En tal caso, es necesario emplear parámetros de tiempo-temperatura-generalizados (TTG) ya que estos permiten comparar procesos con diferentes distribuciones de temperatura a partir de un único parámetro. La Ec. 72 expresa la forma general de los parámetros TTG.

$$P_G = Z \left\{ \int_0^t E(T(t)) dt \right\} \tag{Ec. 72}$$

donde Z y E han de ser funciones monótonas y continuas.

Reti et al. [Ret10] presentan un trabajo en el que se propone una metodología para construir los parámetros TTG. Los autores parten de la hipótesis de que la evolución del proceso de revenido está gobernada por la Ley de Arrhenius (Ec. 73). Cabe señalar, que en este caso, esta hipótesis resulta razonable ya que la generación de la estructura de ferrita y cementita globular dentro de la martensita es un proceso provocado por el fenómeno físico de nucleación y crecimiento.

$$E(t, T) = k_0 \cdot \exp\left(-\frac{Q_A}{R \cdot T}\right) \quad \text{Ec. 73}$$

En esta expresión,  $k_0$  es una constante positiva,  $Q_A$  es la energía de activación del proceso,  $R$  es la constante de gases ideales y  $T$  es la temperatura del material en grados Kelvin.

A continuación, los autores seleccionan la función  $Z$  en la Ec. 72 de la forma  $Z(x) = x/k_0$  y proponen el parámetro TTG mostrado en la Ec. 74 para estudiar el proceso de revenido.

$$P_R = \int_0^t \exp\left(-\frac{Q_A}{R \cdot T}\right) dt \quad \text{Ec. 74}$$

Reti et al. [Ret10] emplean el parámetro  $P_R$  para estudiar el proceso de revenido en el acero 42CrMo4. Así, a partir de ensayos experimentales, proponen la Ec. 75 expresión para estimar la dureza final del material tras el revenido.

$$H = H_t + (H_q - H_t) \cdot \exp(A \cdot P_R^B) \quad \text{Ec. 75}$$

donde  $H_t$  es la dureza de la martensita completamente revenida,  $H_q$  es la dureza de la martensita sin revenir y  $A$  y  $B$  son dos constantes dependientes únicamente del material considerado.

En un trabajo posterior, Mukherejee et al. [Muk12] consideran el parámetro  $P_R$  propuesto por Reti et al. [Ret10] con el objetivo de estudiar el proceso de auto-revenido de piezas de acero que previamente han sido templadas superficialmente. En concreto, los autores observan que la siguiente expresión representa adecuadamente la dureza final del material tras el revenido:

$$H = H_q - B \cdot P_R^n \quad \text{Ec. 76}$$

donde  $B$  y  $n$  son dos parámetros que dependen únicamente del material.

#### **II.4.5.2. Estudio del revenido durante el rectificado**

Tal y como se ha comentado previamente, durante el rectificado final, la variación de la temperatura de la pieza puede dar lugar a un proceso de revenido que disminuya la dureza de ésta.

Partiendo de esta consideración, Takazawa et al. [Tak66] estudian la caída de dureza tras el rectificado mediante el parámetro de Hollomon-Jaffe (Ec. 70). Debido a que este parámetro está definido para un proceso isoterma, se propone utilizar una temperatura y un tiempo efectivos que representen la compleja variación de temperatura experimentada por un punto de la pieza.

Así, por un lado, plantean que como temperatura efectiva podría seleccionarse la temperatura máxima alcanzada debido a la importante influencia de ésta durante el proceso de revenido. Por otro lado, deciden utilizar como tiempo efectivo el tiempo que un punto de la pieza se encuentra bajo la zona de contacto. En concreto, este parámetro es cuantificado a partir de la Ec. 77.

$$t_{ef} = \frac{l_c}{v_w} \quad \text{Ec. 77}$$

donde  $l_c$  es la longitud de la zona de contacto y  $v_w$  es la velocidad de avance de la pieza.

Los autores observan que la dureza del material disminuye tanto al aumentar la temperatura efectiva como al aumentar el tiempo efectivo. Sin embargo, no se encuentra una relación entre la caída de dureza y el parámetro de Hollomon-Jaffe definido a partir de los valores efectivos. Este resultado indica, de nuevo, la importancia de considerar la evolución completa de la temperatura a lo largo del tiempo para describir el proceso de revenido.

Fedoseev y Malkin [Fed91], por su parte, proponen estimar la dureza final del material a partir de la Ec. 78.

$$H = H_q - (H_q - H_t) \cdot \varphi_{m,r} \quad \text{Ec. 78}$$

donde  $\varphi_{m,r}$  es la fracción de martensita revenida en tanto por uno.

A partir de datos experimentales, observan que el parámetro  $\psi$  puede obtenerse de la siguiente forma:

$$\int_0^{\varphi_{m,r}} \frac{d\varphi_{m,r}}{(1 - \varphi_{m,r})^3} = \int_0^t E(t, T) \cdot dt \quad \text{Ec. 79}$$

En esta expresión,  $E(t, T)$  es la ecuación de Arrhenius enunciada anteriormente en la Ec. 73.

Por otra parte, con el objetivo de estimar la evolución de la temperatura durante el rectificando, los autores desarrollan un modelo térmico del proceso similar a los descritos previamente en el apartado II.3.2.3.

La metodología propuesta por Fedoseev y Malkin es similar a la empleada por Reti et al. [Ret10] y Mukherejee et al. [Muk12]. Así, se parte de la ley de Arrhenius para definir un parámetro que considere el efecto de la evolución de la temperatura con el tiempo y,

mediante datos experimentales, se plantea una relación entre este parámetro y la dureza final del material.

Con el objetivo de estudiar la validez del modelo, Fedoseev y Malkin llevan a cabo ensayos de rectificado plano sobre tres aceros diferentes (100Cr6, SK7 y EN9) y comparan las distribuciones de dureza obtenidas de forma experimental con los valores predichos por el modelo. A modo de ejemplo, en la Fig. 61 se muestran los resultados obtenidos para el acero EN9. Tal y como se puede observar, el modelo predice correctamente la evolución de la dureza desde un punto de vista cualitativo. Sin embargo, en algunos casos, el error relativo entre la dureza predicha y la real llega a ser del 20%.

Por último, cabe señalar, que si bien los autores indican que la relación experimental presentada en la Ec. 79 es válida para cualquier acero, no indican cómo determinar los valores de las constantes  $k_0$  y  $Q_A$  (necesarios para cuantificar  $E(t, T)$  en Ec. 79). Como consecuencia, resulta complejo reproducir la metodología propuesta para otros aceros diferentes a los empleados en este trabajo.

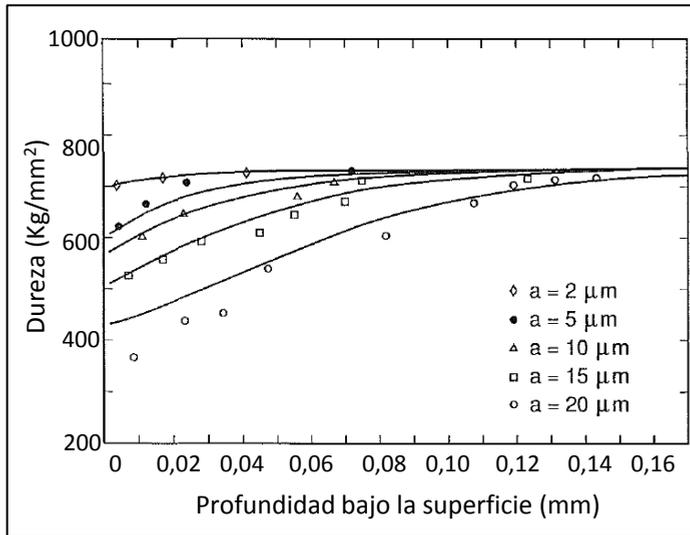


Fig. 61 Efecto del revenido generado durante el rectificado del acero AISI1055. Adaptado de [Fed91].

## II.5. EL PROCESO DE GRIND-HARDENING

### II.5.1 Introducción

Tal y como se ha descrito en los apartados anteriores, muchas de las piezas de acero que requieren un rectificado final son sometidas previamente a un proceso de endurecimiento superficial. Sin embargo, estos procesos precisan de instalaciones especiales y, por ello, normalmente son subcontratados a empresas especializadas en tratamientos térmicos.

Partiendo de esta consideración, el grind-hardening propone aprovechar el calor generado durante el rectificado para producir un endurecimiento superficial de la pieza. Así, la gran ventaja de este proceso es que permite llevar a cabo el endurecimiento superficial y el acabado final de la pieza en la misma máquina reduciéndose los costes y el tiempo de producción [Bri96]. A modo de ejemplo, en la Fig. 62 se muestran dos piezas que han sido endurecidas mediante este procedimiento.

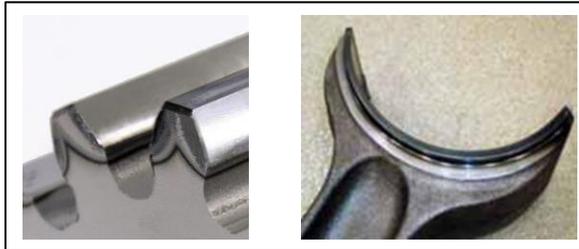


Fig. 62 Piezas después del proceso de grind-hardening (fuente: DMG-Mori-Seiki).

El término grind-hardening es definido por primera vez por Zürn en 1964 [Zür64]. En este trabajo, el proceso de grind-hardening es aplicado con el objetivo de mejorar las propiedades mecánicas de los filos de hojas de sierra. Así, el autor observa cómo las hojas endurecidas mediante este proceso presentan una duración entre tres y cinco veces mayor y una menor fuerza de corte. El interés en este proceso fue retomado años después por Brinksmeier y Brockhoff [Bri96] y durante las dos últimas décadas numerosos autores han centrado su investigación tanto en el grind-hardening aplicado al rectificado plano [Bri96, Bro99, Wil08, Zäh09, Ngu10a, Föc12, Föc13, Sal13, Sal14, Liu15], como al rectificado cilíndrico [Fri04, Chr05, Sal07, Ngu10b, Kol11, Hya13].

Tal y como se ha descrito en el apartado II.4, los tratamientos térmicos de endurecimiento superficial se basan en la generación de nuevas fases metalúrgicas de mayor dureza. Con el objetivo de ilustrar el proceso de endurecimiento durante el grind-hardening, en la Fig. 63 se muestra la evolución de la temperatura y de las fases metalúrgicas en un punto de una pieza de acero proeutectoide.

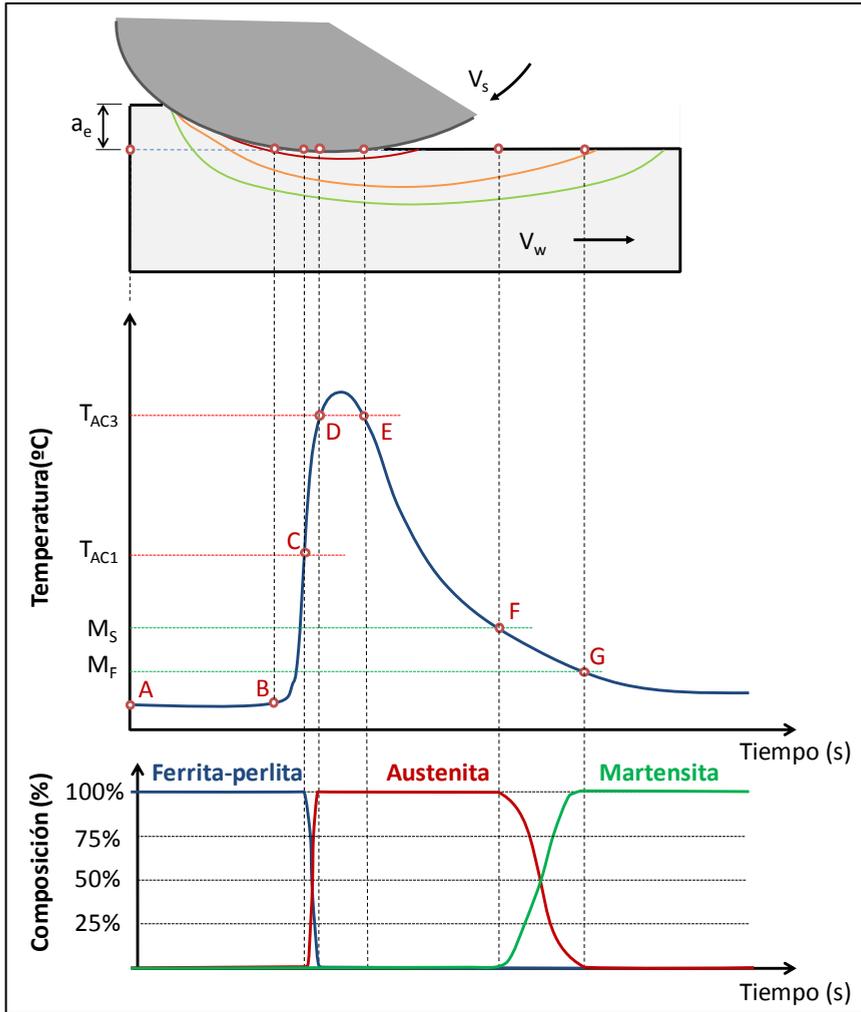


Fig. 63 Evolución de la temperatura y de las fases metalúrgicas durante el grind-hardening

En el estado inicial (situación A), el punto de la pieza se encuentra a temperatura ambiental y, a medida que se aproxima a la zona de contacto (situación B), comienza a aumentar su temperatura. A continuación, debido al elevado flujo de calor que se deriva hacia la pieza, su temperatura aumenta rápidamente hasta superar la temperatura de inicio de la transformación austenítica  $T_{AC1}$  (situación C). En este momento, la fase compuesta por ferrita y perlita comienza a transformarse en fase austenítica.

Una vez superada la temperatura  $T_{AC3}$  (situación D) el material se encuentra completamente austenizado. Sin embargo, la fase austenítica presente en este instante no posee una composición homogénea ya que existen zonas con un contenido en carbono mayor. De esta forma, si se desea obtener una fase homogénea, será necesario mantener la temperatura

del material por encima de la temperatura  $T_{AC3}$  durante el tiempo suficiente para que se produzca la difusión de los átomos de carbono. En este caso, se ha supuesto el tiempo comprendido entre los estados D y F es suficiente para producir una fase austenítica homogénea.

A medida que el punto abandona la zona de contacto, empieza a descender su temperatura (situación E). Finalmente, si el enfriamiento es suficientemente rápido, la fase austenítica comienza a transformarse en martensita a la temperatura  $M_s$  (estado F). La transformación martensítica terminará en el momento en el que el punto de la pieza se encuentre por debajo de la temperatura  $M_f$  (estado G). Cabe señalar que en el caso del grind-hardening los gradientes de temperatura presentes en la pieza durante el proceso de calentamiento se encuentran en torno a  $10^7$ - $10^8$ °C/s [Bri97]. De esta forma, el proceso de austenización se produce en menos de un segundo. Debido a que éste es un proceso activado por la difusión, las temperaturas de comienzo y final de la austenización ( $T_{AC1}$  y  $T_{AC3}$ ) serán superiores a los procesos de temple convencional (ver Fig. 47).

En el razonamiento anterior, se ha supuesto que el tiempo durante el cual el punto de la pieza se encuentra por encima de la temperatura  $T_{AC3}$  es suficiente para conseguir una fase austenítica homogénea. Bajo estas condiciones, el 100% del material se transformará el martensita y su dureza será igual a la de esta fase. En el caso en el que este tiempo no sea suficiente para producir la homogeneización completa de la austenita, tras el enfriamiento, una fracción del material estará compuesta por fase ferrítica-perlítica y otra por fase martensítica. De esta forma, la dureza del material será algo menor.

En la Fig. 64 se presenta, a modo de ejemplo, la distribución de durezas obtenida en un proceso de grind-hardening. La fracción de martensita generada es cada vez menor a medida que se toman puntos más alejados de la superficie y, como consecuencia, la dureza del material irá disminuyendo hasta alcanzarse la dureza del material sin templar. La capa endurecida tras el proceso de grind-hardening es definida por la comunidad científica como aquella zona en la que el material posee una dureza superior a 550 HV [Wil08, Kol11, Föe12, Föe13, Hya13].

La profundidad de la capa endurecida dependerá de las condiciones en las que se realice el proceso. Por ello, el objetivo de numerosos trabajos experimentales ha sido estudiar la influencia de los parámetros de rectificado y de las características de la muela utilizada [Bro99, Fri04, Chr05, Sal08, Wil08, Zäh09, Sal13].

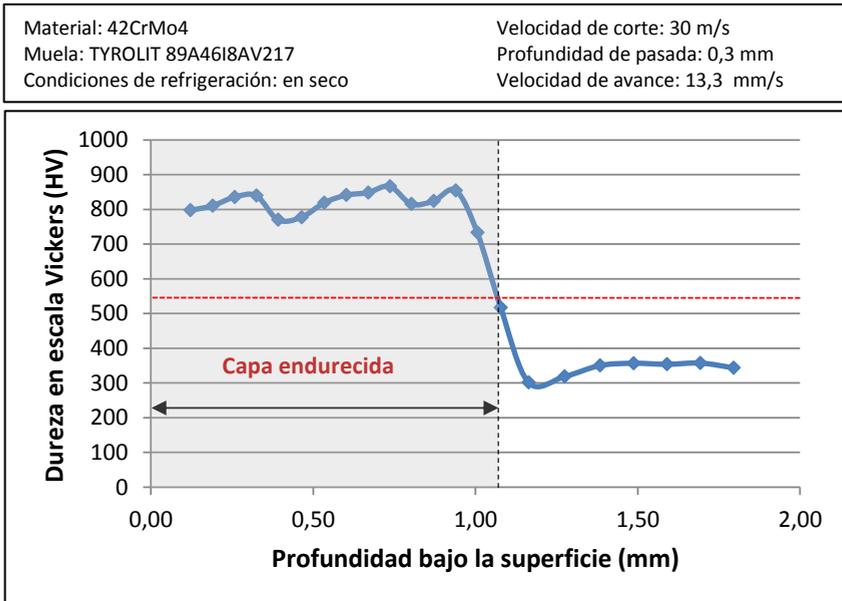


Fig. 64 Distribución de dureza en la pieza tras un proceso de grind-hardening

En los siguientes apartados, se presentarán los resultados de los trabajos experimentales realizados hasta el momento. En primer lugar, se estudiará el proceso de grind-hardening aplicado al rectificado plano en penetración. Debido a que el proceso posee una cinemática más sencilla, éste es el tipo aplicación que más ha sido estudiada y, por lo tanto, del que más datos se conocen. Además, la mayoría de las conclusiones obtenidas son aplicables a otros procesos de rectificado de cinemática más compleja. En el siguiente apartado, se comentarán los trabajos que han estudiado el proceso de grind-hardening aplicado al rectificado cilíndrico de exteriores. Por último, se hará referencia a la integridad superficial de las piezas endurecidas mediante grind-hardening.

## II.5.2. Influencia de los parámetros de mecanizado en la profundidad de capa endurecida

Tal y como se ha descrito en el apartado II.2.1, los parámetros de mecanizado a definir en el rectificado plano son tres: la profundidad de pasada, la velocidad de avance y la velocidad de giro de la muela. A continuación, se comentarán los resultados de los trabajos que han estudiado la influencia de alguno de estos tres parámetros en la HPD.

Brockhoff [Bro99] presenta el primer trabajo en el que se estudia experimentalmente el proceso de grind-hardening aplicado al rectificado plano. En concreto, el autor analiza la influencia de los tres parámetros de rectificado en la HPD y, para ello, se llevan a cabo tres series de ensayos en los que cada parámetro se varía de forma independiente. Además,

## Capítulo II: Revisión del estado del arte

durante los ensayos, se registran las fuerzas de corte y se analiza la evolución de la potencia por unidad de área  $P''_c$  y la energía por unidad de área  $E''_c$ .

En primer lugar, se estudia la influencia de la profundidad de pasada en el proceso. Para ello, se llevan a cabo una serie de ensayos en los que se aumenta progresivamente el valor de la profundidad de pasada manteniendo constantes la velocidad de avance de la pieza y la velocidad de giro de la muela. Bajo estas condiciones, el aumento de la profundidad de pasada implicará un aumento del caudal de viruta y del espesor de viruta. Como consecuencia, las fuerzas y la potencia de corte serán mayores y se generará más calor en la zona de contacto. En la Fig. 65, se puede observar cómo la HPD obtenida es cada vez mayor a medida que se aumenta la profundidad de pasada.

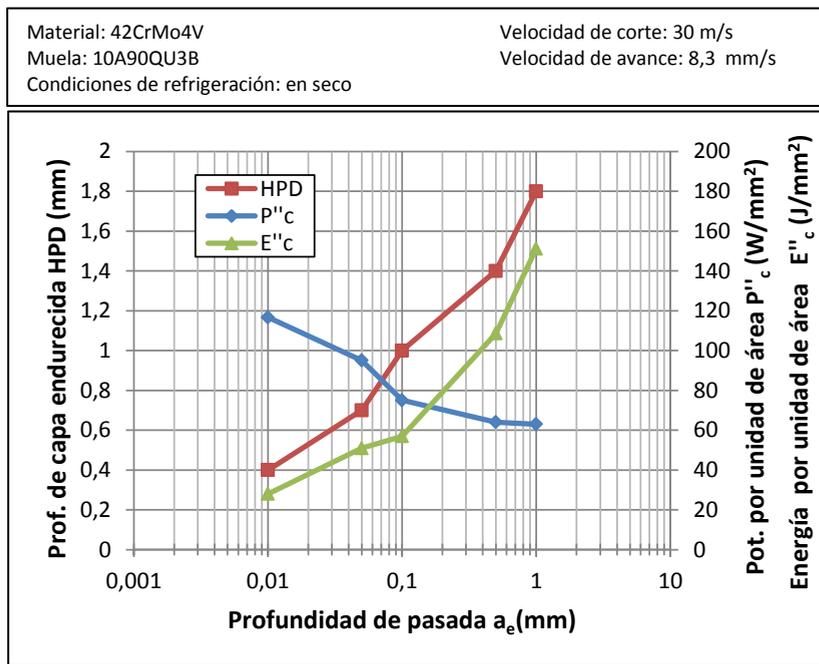


Fig. 65 Efecto del aumento de la profundidad de pasada en HPD [Bro99].

La Fig. 65 también muestra la evolución de la potencia por unidad de área ( $P''_c$ ) y de la energía por unidad de área ( $E''_c$ ) a medida que se aumenta la profundidad de pasada. Tal y como se puede observar,  $P''_c$  decrece con el aumento de la profundidad de pasada. Teniendo en cuenta la definición de éste parámetro (Ec. 32), el autor asocia esta tendencia con el hecho de que la longitud de la zona de contacto aumenta en mayor medida que la potencia de corte. No obstante, no proporciona datos sobre la evolución de ninguno de estos dos parámetros. En cuanto a  $E''_c$ , ésta sigue la tendencia opuesta y aumenta con la profundidad de pasada. Así, partiendo de la definición de este parámetro energético (Ec. 33), Brockhoff plantea que su evolución se debe al aumento del tiempo en el que un punto

pieza se encuentra en contacto con la muela. Esta conclusión resulta razonable ya que con el incremento de la profundidad de pasada aumentará también la longitud de contacto y, como consecuencia, cada punto de la superficie se verá sometido durante un tiempo mayor a la acción de la muela.

A continuación, en una segunda serie de ensayos, el autor analiza la influencia del aumento de la velocidad de avance de la pieza en la HPD. En este caso, sin embargo, la HPD generada no sigue una única tendencia (ver Fig. 66). Así, entre 0,1 y 1,7 mm/s la HPD obtenida es mayor al emplear mayores velocidades de avance, mientras que a entre 1,7 y 83,3 mm/s se presenta la tendencia opuesta. Cabe indicar, que el autor no explica por qué se produce este fenómeno y, por ello, su posible origen se discutirá más adelante.

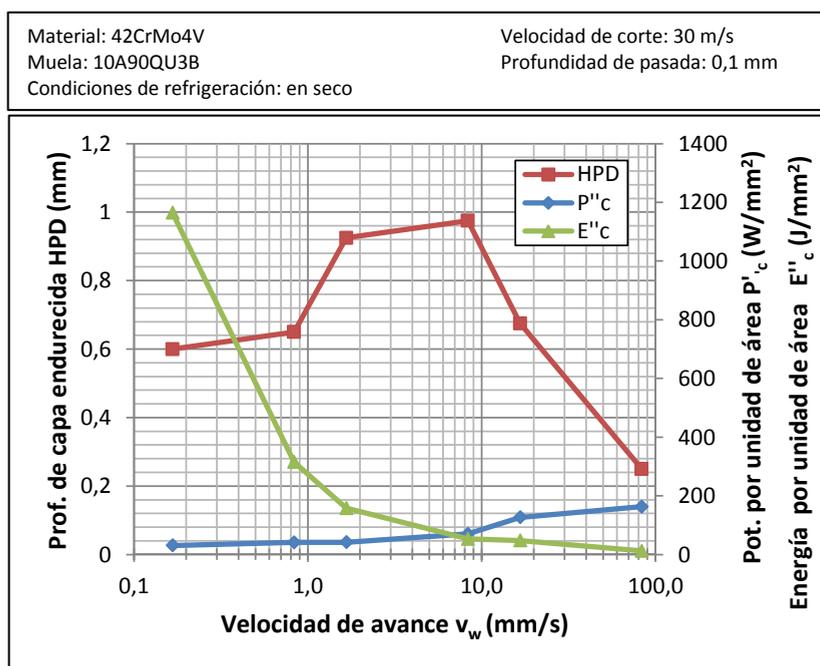


Fig. 66 Efecto del aumento de la velocidad de avance de la pieza en HPD [Bro99].

En la Fig. 66 puede observarse también la influencia del aumento de la velocidad de avance en  $P''_c$  y  $E''_c$ . En este caso, el autor concluye que el aumento de  $P''_c$  tiene su origen en hecho de que, entre los parámetros que influyen en su valor ( $F_t$ ,  $v_s$ ,  $b_s$  y  $l_c$ ), la fuerza tangencial aumenta con la velocidad de avance, mientras que el resto se mantienen constantes. Cabe señalar, que la suposición de que la longitud de contacto se mantiene constante podría no ser correcta ya que el aumento de la velocidad de avance conllevaría también un aumento de la fuerza normal y, por lo tanto, la zona de contacto tendría que ser mayor. Respecto a  $E''_c$ , puede observarse cómo ésta decrece a medida que se aumenta la velocidad de avance. A pesar de que el autor no explica el porqué de esta tendencia,

estaría provocada por el hecho de que las fuerzas de corte aumentan en menor medida que la velocidad de avance.

Por último, Brockhoff estudia la influencia de la velocidad de la muela en el proceso. Tal y como se observa en la Fig. 67, la HPD tampoco parece seguir una tendencia concreta con el aumento de la velocidad de giro de la muela. Este efecto podría deberse a que el aumento de la velocidad de giro de la muela produce dos fenómenos que afectan de manera opuesta a la cantidad de calor que se genera en el proceso. Por un lado, el tamaño de la viruta disminuye y las fuerzas de corte son cada vez menores. Sin embargo, el aumento de la velocidad relativa entre grano y pieza contribuirá a aumentar la energía calorífica generada.

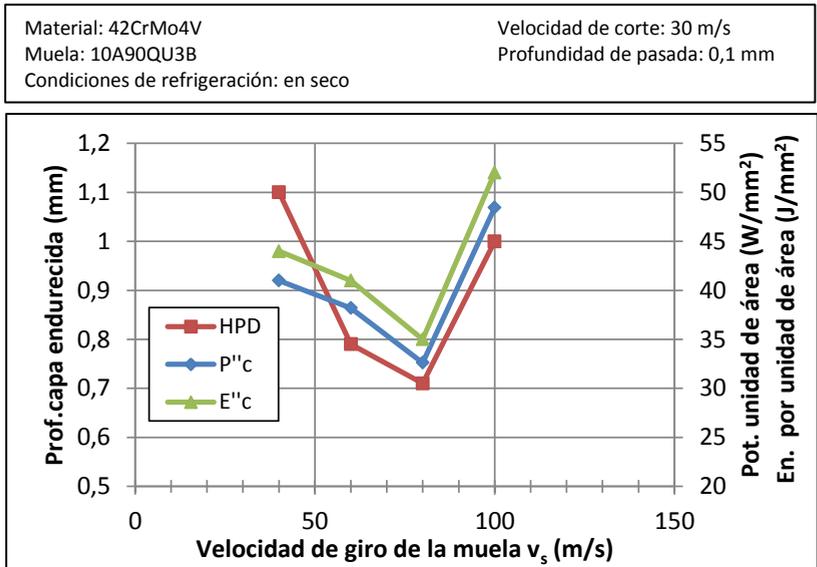


Fig. 67 Efecto del aumento de la velocidad de giro de la muela en HPD [Bro99].

Otro de los trabajos más destacados que estudian experimentalmente el grind-hardening es el llevado a cabo por Wilke [Wil08]. Sin embargo, los ensayos se realizan con un enfoque distinto al de Brockhoff [Bro99]. En este caso, se estudia el efecto del aumento de la profundidad de pasada con la condición de mantener constante el caudal de viruta específico. De esta forma, a medida que se aumenta la profundidad de pasada, se reduce la velocidad de avance de la pieza en la misma proporción.

El autor lleva a ensayos con tres caudales de viruta diferentes y observa que los ensayos con el caudal de viruta más bajo ( $1 \text{ mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ ) no se endurece la pieza con ninguna de las combinaciones de parámetros estudiadas. Sin embargo, en los ensayos con caudales de viruta mayores ( $3 \text{ mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$  y  $8 \text{ mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ ) la HPD obtenida presenta la misma evolución: durante una primera fase, la HPD generada es mayor al emplear profundidades de pasada

mayores, pero a partir de un determinado valor de profundidad de pasada, deja de producirse endurecimiento en la pieza.

Ante este resultado, cabe señalar, que el aumento de la HPD durante la primera fase resulta congruente ya que se producen dos efectos que favorecen el aumento de la energía calorífica generada. Por un lado, se observa que las fuerzas de corte aumentan y, por lo tanto el calor generado por unidad de tiempo es mayor. Además, el descenso progresivo de la velocidad de avance produce que muela y pieza estén más tiempo en contacto.

Sin embargo, el hecho de que deje de producirse endurecimiento al seguir aumentando la profundidad de pasada podría resultar extraño ya que el calor generado sigue aumentando. En este sentido, el autor plantea la hipótesis de que, a partir de cierta profundidad de pasada, se evacúa una mayor fracción del calor generado a través de la viruta. Esta hipótesis podría ser válida para explicar el descenso de la HPD generada a partir de un determinado valor de profundidad de pasada, sin embargo, no explica el hecho de que no se produzca endurecimiento con  $Q'_w=1 \text{ mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ .

No obstante, García et al. [Gar14] han observado que la reducción del espesor de viruta por debajo de un valor crítico tiene como consecuencia la disminución de la fracción de calor evacuada hacia la pieza. Además, los autores también han determinado que la superación de este valor límite conlleva una reducción del ratio de fuerzas y, por ello, proponen que la etapa de *ploughing* será predominante por debajo de dicho valor crítico del espesor de viruta.

Partiendo de este resultado, los autores plantean que la hipótesis de que aproximadamente toda la energía consumida es transformada en calor no sería correcta ya que, bajo estas condiciones, una gran parte de la energía será consumida en la deformación plástica del material. Por el contrario, para valores superiores al espesor de viruta límite, los granos eliminarán el material por cizalladura, las deformaciones plásticas serán menos importantes y la energía consumida se transformará en calor.

Este planteamiento estaría de acuerdo con el fenómeno observado en la Fig. 68 ya que al aumentar la profundidad de pasada se está reduciendo el espesor de viruta. Además, el espesor de viruta límite se alcanzará antes al emplear un caudal específico de viruta menor. Así mismo, si se analiza la evolución del ratio de fuerzas para cada conjunto de ensayos (Fig. 69), puede observarse cómo su valor aumenta al aumentar la profundidad de pasada y, a continuación, comienza a descender en el torno de la profundidad de pasada a la que deja de producirse endurecimiento. Así pues, esta caída del ratio de fuerzas indicaría también que ha habido un cambio en las condiciones en las que se produce el arranque de la viruta.

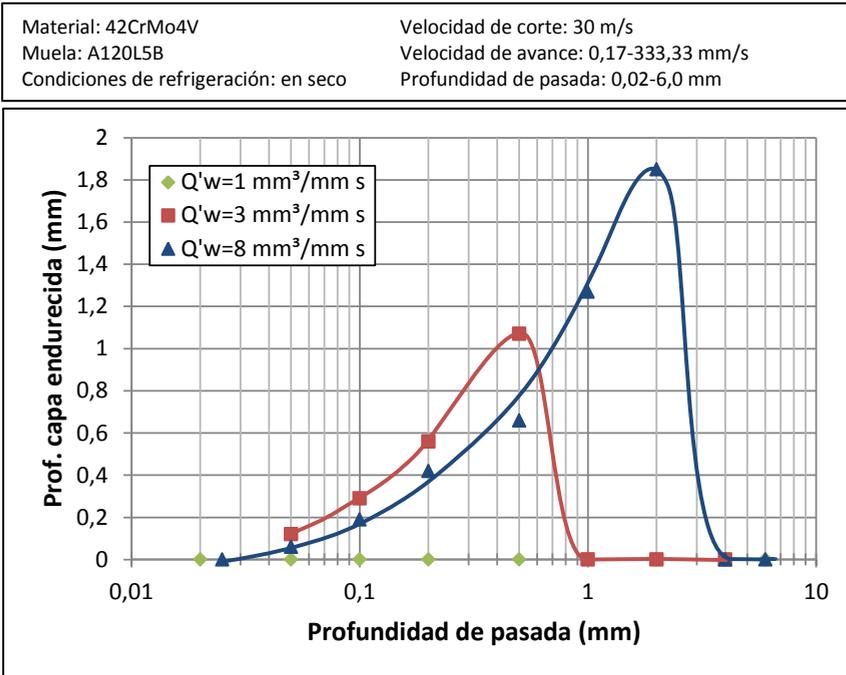


Fig. 68 Efecto del aumento de la profundidad de pasada en HPD [Wil08].

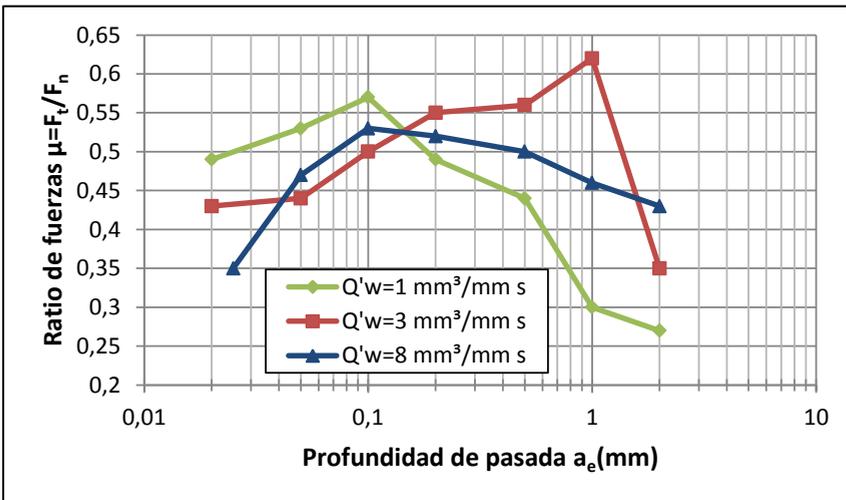


Fig. 69 Efecto del aumento de la profundidad de pasada en el ratio de fuerzas [Wil08].

Por último, es preciso señalar, que en el trabajo de Wilke [Wil08], se observan diferencias de hasta un 50% en las potencias de corte para ensayos con los mismos parámetros de rectificado. A la vista de este resultado, cabría esperar una diferencia notable en la HPD obtenida, sin embargo, no se proporciona esta información. En este sentido, cabe destacar,

que únicamente uno de los trabajos revisados [Bro99] analiza la estabilidad del proceso en cuanto al rango de valores de HPD que pueden obtenerse con la misma combinación de parámetros de entrada. Así, tras llevar a cabo 25 ensayos de grind-hardening con las condiciones mostradas en la Fig. 66 y con una velocidad de avance de 8,33 mm/s se obtienen valores de HPD en un rango de entre 0,9 mm y 1,1 mm. Así pues, a la vista de la falta de repetibilidad en la HPD, la predicción de éste parámetro on-line, junto con el ajuste de los parámetros de rectificado, podrían permitir controlar la HPD obtenida.

### **II.5.3. Influencia de las características de la muela en la profundidad de capa endurecida**

Las propiedades de la muela de rectificado afectarán al comportamiento tribológico de la zona de contacto y, como consecuencia, las fuerzas de corte y el calor generado dependerán del tipo de muela seleccionado. Además, tal y como se ha visto en el apartado II.3, la fracción del calor evacuada hacia la pieza dependerá de las propiedades térmicas de los granos abrasivos, entre otros factores. Por ello, siempre que se trabaje por encima del espesor de viruta límite en el la selección del tipo de muela más adecuado será fundamental para conseguir obtener la HPD deseada.

Para definir completamente una muela de rectificado, será necesario especificar (además de la geometría de ésta) el material y el tamaño de grano abrasivo, la dureza de la muela, la estructura de la muela y el tipo de aglomerante. En los siguientes apartados se comentarán los trabajos que han estudiado la influencia de alguna de estas características en los resultados obtenidos durante el proceso de grind-hardening.

#### **II.5.3.1. El tipo de grano abrasivo**

Si se desea aumentar la HPD generada, será necesario seleccionar un tipo de grano abrasivo que aumente la fricción en la zona de contacto y, además, favorezca la transmisión del calor generado hacia la pieza.

En la Fig. 70 puede observarse como, si los parámetros de rectificado permanecen constantes, el valor de la fuerza tangencial específica aumenta a medida que disminuye el tamaño de grano. Como consecuencia, el calor generado en la zona de contacto será mayor al emplear un tamaño de grano más pequeño. Cabe señalar, que esta tendencia puede deberse al hecho de que el número de granos por unidad de área será mayor al reducir el tamaño de grano. De esta forma, predominará el desgaste de grano frente a la rotura de los puentes de aglomerante y aumentará la fricción durante el proceso de corte.

A la vista de este resultado, cabría esperar que la HPD también aumentara a medida que se reduce el tamaño de grano. No obstante, Salonitis et al. [Sal08] observan que se produce justamente el efecto contrario y la HPD disminuye al reducir el tamaño de grano (ver Fig. 71). A pesar de que en éste trabajo no se comenta cuál es el origen de este fenómeno, este

podría estar en una disminución de la fracción de calor evacuada hacia la pieza provocada por el descenso del espesor de viruta.

Por otro lado, la fracción de calor evacuada hacia la pieza también dependerá de las propiedades térmicas del material del que está compuesto el grano abrasivo. Entre los materiales utilizados habitualmente para producir granos abrasivos, la alúmina se encuentra entre los que peor conducen el calor. Por ello, este material ha sido ampliamente utilizado en estudios de grind-hardening con el objetivo de maximizar la HPD generada [Bro99, Chr05, Sal07, Zäh09, Zha09a, Ngu10a, Ngu10b, Kol11, Föe12, Fö13, Hya13, Sal13, Ngu14]. Cabe mencionar que algunos autores han utilizado con éxito granos de nitruro de boro cúbico (CBN) en operaciones de grind-hardening [Bro98, Fri04]. Sin embargo, para conseguir la misma HPD que con una muela de alúmina, es necesario aumentar la cantidad de calor generada durante el proceso ya que el CBN posee una conductividad térmica mayor y la fracción de calor evacuada hacia la pieza es menor.

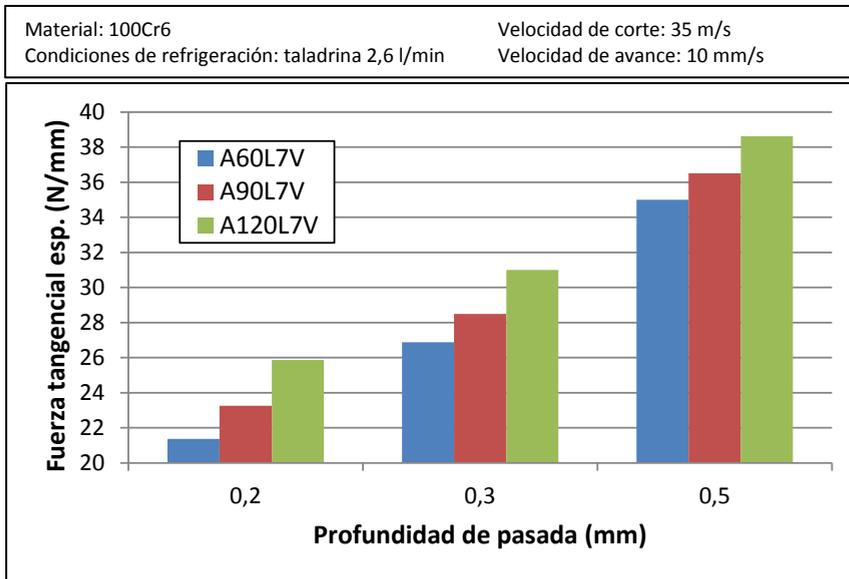


Fig. 70 Influencia del tamaño de grano en las fuerzas de corte [Sal13]

Por último, cabe mencionar que los granos monocristalinos serán más adecuados si se desea aumentar la cantidad de calor generado. Este tipo de grano es más propenso a la generación de caras planas y, como consecuencia, aumentará la fricción entre el grano y la pieza. En este sentido, Brockhoff [Bro98] lleva a cabo el mismo ensayo de grind-hardening con una muela de grano monocristalino y con otra de grano policristalino siendo el resto de sus propiedades iguales en ambas muelas. El autor observa que la fuerza tangencial en el caso del grano monocristalino es aproximadamente un 20% superior. Así mismo, la HPD

generada con el grano monocristalino es también superior al del caso policristalino (aproximadamente un 15% mayor).

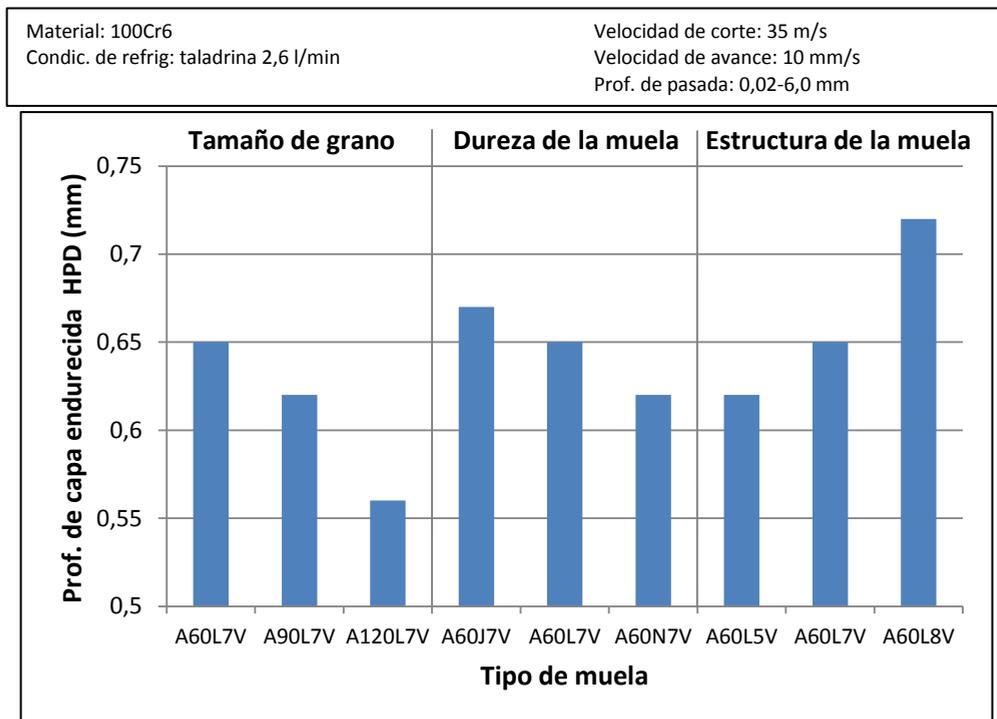


Fig. 71 Influencia de las características de la muela en la profundidad de capa endurecida [Sal08].

### **II.5.3.2. El grado de la muela**

A medida que avanza el proceso de rectificado, los granos abrasivos van perdiendo su filo y la fuerza de corte necesaria para generar la viruta es cada vez mayor. En el momento en el que el aglomerante no es capaz de soportar las tensiones generadas por las fuerzas de corte, los granos desgastados se desprenden dando lugar a una nueva capa de granos con su capacidad de corte intacta.

En el proceso de rectificado, la dureza de la muela de rectificado (también denominado "grado" de la muela en terminología normalizada) está relacionada con la resistencia con la que el aglomerante retiene los granos. Así pues, cuanto mayor es la dureza de la muela mayor es el nivel de desgaste de los granos y mayores son las fuerzas de rectificado. Con el objetivo de ilustrar este efecto, en la Fig. 72 se muestran los valores de la fuerza tangencial específica para ensayos realizados con muelas de distinto grado de dureza.

A partir de estos resultados, podría concluirse que una muela de mayor dureza será más adecuada para la operación de grind-hardening ya que se generará una mayor cantidad de

calor y la HPD aumentará. No obstante, tal y como se observa en la Fig. 71, si se aumenta la dureza de la muela se obtienen una HPD cada vez menor. A pesar de que no existen trabajos que esclarezcan el origen de este efecto, éste podría estar provocado un aumento de la fracción de calor evacuada hacia la muela como consecuencia del metal embotado en los poros de ésta.

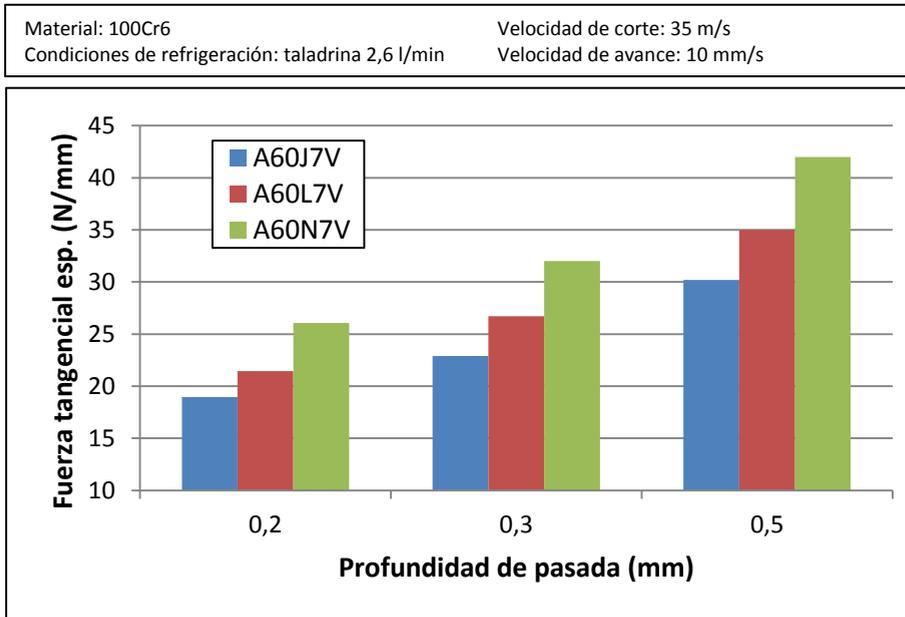


Fig. 72 Influencia de la dureza de la muela en las fuerzas de corte [Sal13].

### II.5.3.3. La estructura de la muela

En rectificado, el concepto de estructura de la muela está relacionado con el número de granos por unidad de volumen presentes en ésta. En este sentido, se ha de tener en cuenta que si se aumenta la densidad de granos en la superficie de la muela, la fuerza de corte experimentada por cada uno de ellos será menor. Como consecuencia, se favorecerá el desgaste del filo de los granos y la generación de caras planas frente a la rotura de los puentes de aglomerante y aumentará la fricción durante el proceso de corte así como la cantidad de calor generado.

Además, la densidad de granos está directamente relacionada con la porosidad de la muela. Los poros presentes entre los granos y el material aglomerante permiten albergar las virutas del material rectificado y facilitan su evacuación. De esta forma, si se utiliza una muela menos porosa el material alojado en los poros dificultará el proceso de formación de la viruta y aumentarán las fuerzas de corte. Con el objetivo de ilustrar este efecto, Fig. 73

muestra los valores de la fuerza tangencial específica registradas durante varios ensayos de grind-hardening realizados con muelas que poseen distinta densidad de granos.

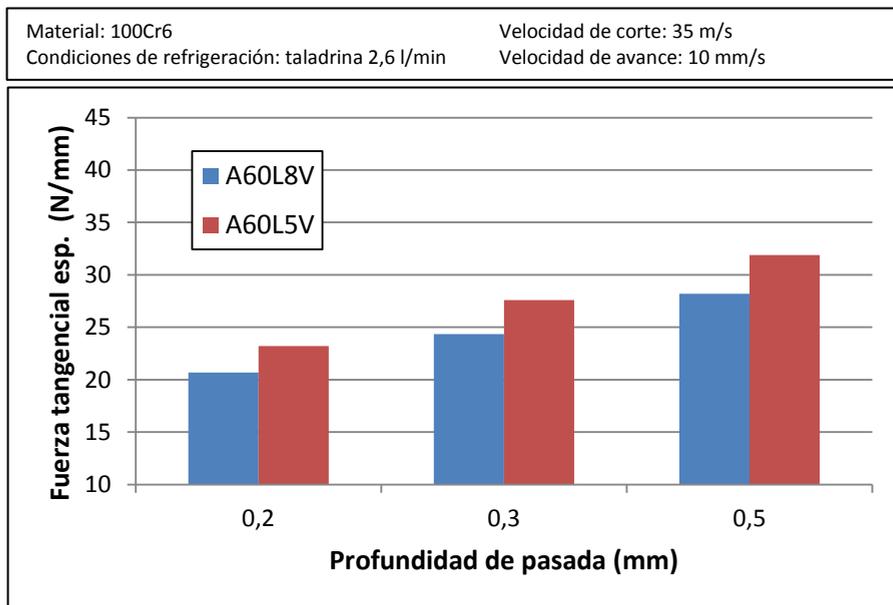


Fig. 73 Influencia de la estructura de la muela en las fuerzas de corte [Sal13].

A pesar de que las fuerzas de corte y la cantidad de calor aumentan al aumentar la densidad de granos de la muela, en la Fig. 71 se observa cómo el valor de la HPD generada es cada vez menor. Para justificar este efecto, Saloni et al. [Sal08] plantean que el calor evacuado por la viruta es menor en las muelas con una menor densidad de granos ya que existe un menor número de filos de corte en contacto.

No obstante, esta hipótesis podría no ser correcta ya que el caudal de viruta evacuado será el mismo si no se modifican la profundidad de pasada y la velocidad de corte. Así, este efecto podría estar provocado por un aumento en la fracción de calor evacuada hacia la muela ya que al aumentar la densidad de granos, aumentará también la superficie de contacto entre los granos y la pieza.

#### **II.5.3.4. El tipo de aglomerante**

Las propiedades del material aglomerante afectarán al proceso de desgaste de la muela y, como consecuencia, influirán directamente en su capacidad de corte y en la fuerza tangencial de rectificado.

Brockhoff [Bro98] estudia por primera vez el efecto del material aglomerante en las fuerzas de corte y en la HPD generada tras el proceso de grind-hardening. En este trabajo, el autor

compara una muela de aglomerante resinoso con otra de aglomerante vítreo (ambas fabricadas con el mismo tipo y tamaño de grano abrasivo). Tal y como se observa en la Fig. 74, tanto las fuerzas de corte como la HPD generada son menores en el caso de utilizar la muela de aglomerante vítreo

Para entender este efecto, el autor analiza la superficie de la muela vítrea mediante microscopía electrónica de barrido (SEM) y observa que ésta presenta una gran cantidad de material metálico alojado entre los granos. Cabe mencionar que en otros trabajos en los que se han empleado este tipo de muelas, también se ha observado gran cantidad de material metálico adherido a la muela tras la operación de grind-hardening. Ante este resultado, Brockhoff plantea que la fuerza tangencial obtenida en el proceso es menor debido que existe un menor número de granos en contacto con la pieza. No obstante, no se lleva a cabo una comparación cuantitativa del número de granos por unidad de área presentes en la superficie de cada una de las dos muelas estudiadas.

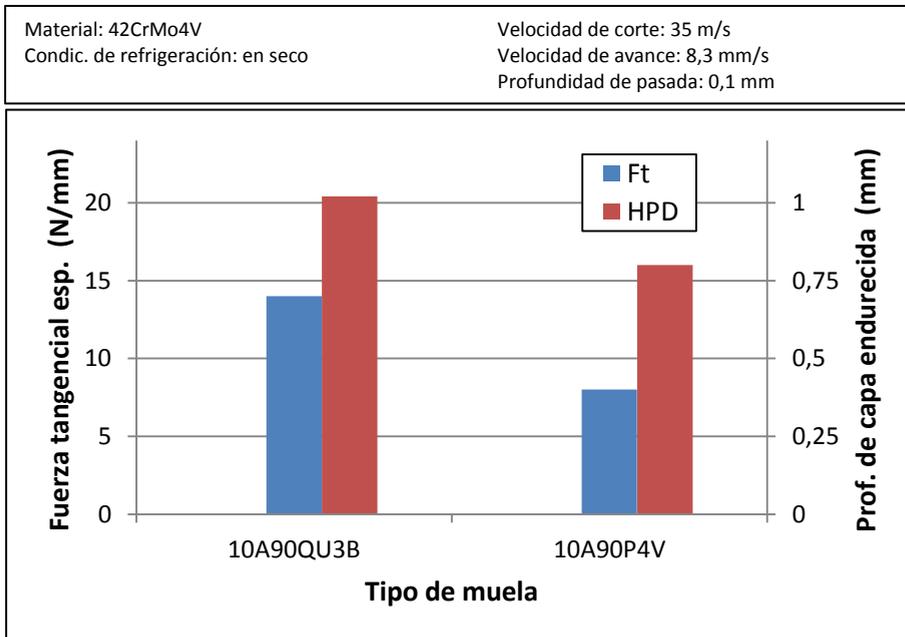


Fig. 74 Influencia del material aglomerante en la fuerza tangencial y en la HPD generada [Bro98].

El estudio realizado por Brockhoff es repetido por Wilke [Wil08] empleando una profundidad de pasada cinco veces mayor (0,5 mm). En la Fig. 75, se puede observar cómo, en este caso, se da el efecto contrario al observado con una profundidad de pasada de 0,1 mm y las fuerzas de corte son mayores en el ensayo con muela vítrea.

Para entender el origen de éste fenómeno, en la Fig. 76 se muestra una imagen SEM de la superficie de la muela tras el ensayo. La parte inferior de la imagen se corresponde con la zona de la muela que no ha estado en contacto con la pieza y en ella se observan un gran número de granos abrasivos y huecos en los que poder alojar la viruta eliminada. La parte superior de la imagen se corresponde con la zona de la muela que ha estado en contacto con la pieza y ésta muestra una superficie mucho más lisa y con número muy inferior de granos activos por unidad de área. Este fenómeno se debe a que a temperaturas superiores a 300°C el aglomerante resinoso comienza a degradarse y los granos se incrustan dentro de éste. Por el contrario, el aglomerante cerámico de las muelas vítreas presenta una mayor resistencia a altas temperaturas y, por ello, este tipo de muelas es el más empleado para llevar a cabo el proceso de grind-hardening.

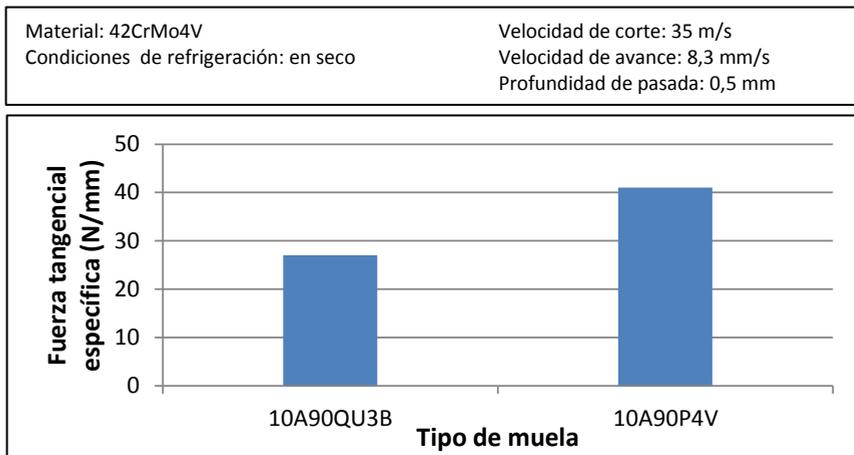


Fig. 75 Influencia del material aglomerante en la fuerza tangencial y en la HPD generada [Wil08].

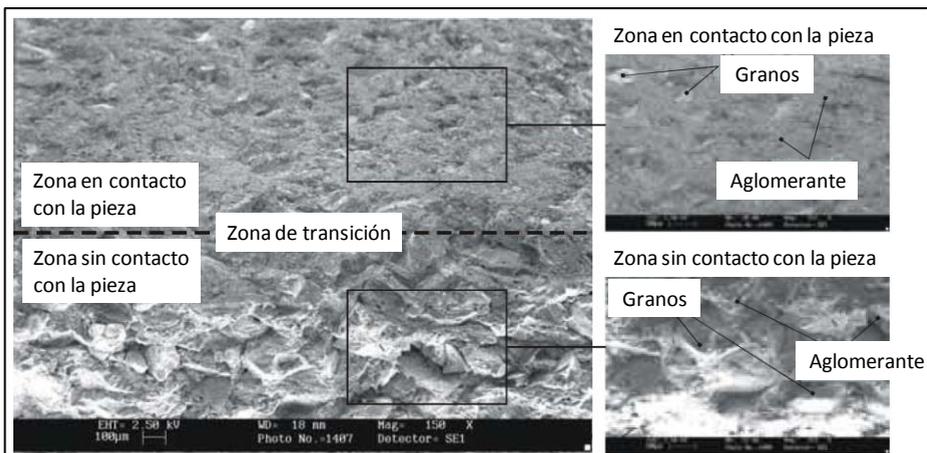


Fig. 76 Imagen SEM de la superficie de la muela de aglomerante resinoso. Adaptada de [Wil08].

### II.5.4. El proceso de grind-hardening en rectificado cilíndrico

Una vez que se prueba la viabilidad de utilizar el rectificado plano como un proceso alternativo de endurecimiento superficial, algunos trabajos de investigación estudian la posibilidad de endurecer superficialmente piezas con una geometría de revolución mediante el rectificado cilíndrico [Fri04, Chr05, Sal07, Ngu10b, Kol11, Hya13]. Sin embargo, estos trabajos han observado que la HPD generada depende, no sólo de los parámetros de rectificado seleccionados, sino también de la estrategia de mecanizado utilizada. En la Fig. 77 se presentan las diferentes estrategias propuestas en los trabajos de investigación analizados.

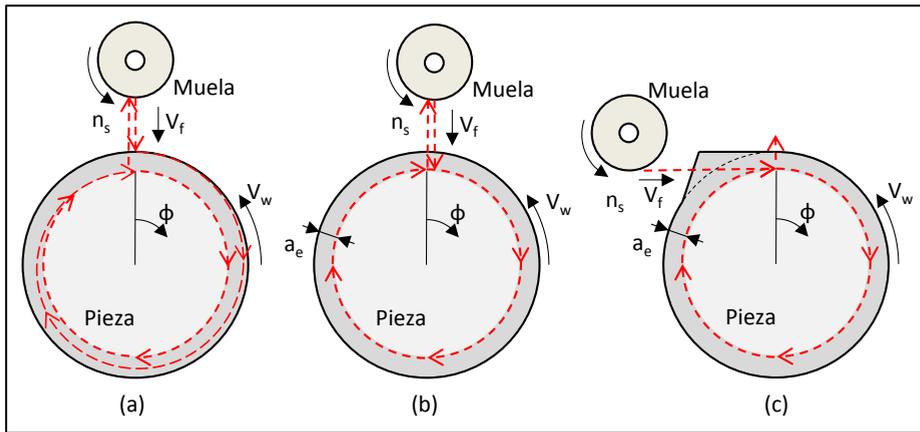
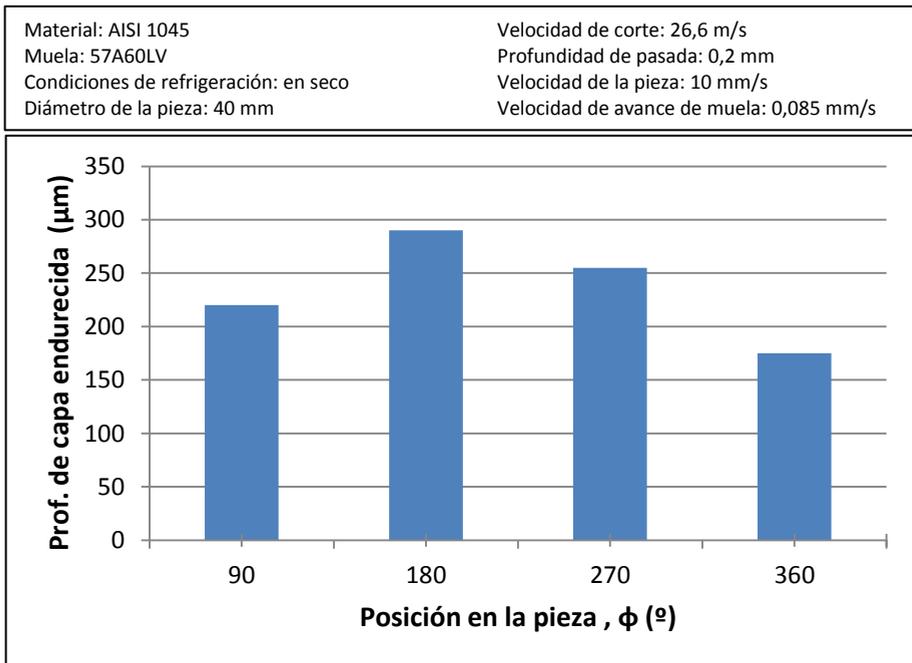


Fig. 77 Estrategias para la aplicación del grind-hardening al rectificado cilíndrico.

Los primeros trabajos emplean la estrategia utilizada habitualmente para llevar a cabo el acabado de piezas de revolución mediante el proceso de rectificado cilíndrico en penetración (mostrada en la Fig. 77 (a)) [Fri04, Chr05, Sal07, Ngu10b]. En este caso, la muela posee un movimiento de avance en la dirección radial de la pieza mientras ésta gira. De esta forma, el movimiento relativo entre la muela y la pieza es helicoidal y la profundidad de pasada varía a medida que avanza el proceso.

Nguyen y Zhang [Ngu10b] proponen utilizar esta estrategia llevando a cabo el proceso en dos fases. En la primera fase, la muela penetra en la pieza con una velocidad de avance constante y la profundidad de pasada y el calor generado en la zona de contacto aumentan a medida que avanza el proceso. En la segunda fase, se detiene el movimiento de avance de la muela y, como consecuencia, la profundidad de pasada y el calor generado son cada vez menores. Los autores realizan un ensayo experimental utilizando esta estrategia y, tras el proceso, miden la HPD generada en las cuatro posiciones diferentes. Tal y como se presenta en la Fig. 78, la HPD medida a  $90^\circ$  del punto de entrada de la muela es más de un 50% superior a la obtenida en la zona situada a  $360^\circ$ .



*Fig. 78 Profundidad de capa endurecida obtenida por Nguyen y Zhang [Ngu10b] en diferentes puntos del perímetro de la pieza.*

El hecho de que la HPD no tenga un valor constante en todo el perímetro de la sección circular de la pieza tiene su origen en dos aspectos. Por un lado, el calor generado varía a lo largo de todo el proceso ya que la profundidad de pasada no es constante. Por otro lado, al final de la última revolución de la pieza, se produce un revenido de la martensita generada en la revolución anterior ya que el material eliminado es insuficiente para producir la austenización del material. Cabe mencionar que en este trabajo se echa en falta un análisis de este efecto.

Kolkwitz et al. [Kol11] proponen la estrategia mostrada en la Fig. 77 (b) con el objetivo de generar la misma HPD en todo el perímetro de la pieza. Al igual que en el caso anterior, esta estrategia consta de dos fases. En la primera fase, se restringe el movimiento de la pieza y la muela penetra en la pieza de forma radial hasta una profundidad determinada. A continuación, se detiene el movimiento de avance de la muela y el proceso de grind-hardening se lleva a cabo mediante una única revolución de la pieza.

Mediante esta estrategia, la profundidad de pasada es constante durante la fase de endurecimiento. Sin embargo, en la zona de la pieza en la que la muela ha penetrado en la primera fase, no existe material suficiente para poder producir el cambio de fase y el

material presenta la dureza inicial. En la Fig. 79 se puede observar la zona de entrada y salida de la muela tras un ensayo realizado con esta estrategia.

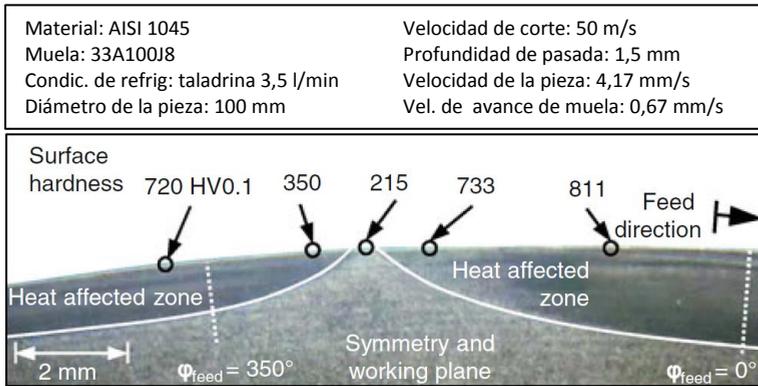


Fig. 79 Evolución de la dureza en la superficie de la pieza tras una operación de grind-hardening llevada a cabo con la estrategia propuesta por Kolkwitz (adaptado de [Hya13]).

Para evitar este efecto y conseguir endurecer todo el perímetro de la pieza, Hyatt et al. [Hya13] proponen la estrategia mostrada en la Fig. 77 (c). Esta estrategia se diferencia de la propuesta por Kolkwitz et al. (Fig. 77 (b)) en dos aspectos. Por un lado, durante la primera fase, la muela penetra en la pieza de forma tangencial. Además, para conseguir generar más calor durante la entrada de la muela, en esta zona de la pieza se deja un sobrematerial mayor. Sin embargo, al final de la revolución de grind-hardening, parte del material endurecido en la fase de entrada de la muela sufre un nuevo proceso de calentamiento. Como consecuencia, la martensita generada experimenta un proceso de revenido que disminuye su dureza.

La Fig. 80 muestra la microestructura de la pieza en la zona situada al final de la revolución de grind-hardening y la evolución de la dureza en profundidad tras un ensayo en el que se ha seguido esta estrategia. Como se puede ver, el material situado hasta una profundidad de 1,5 mm ha sufrido un endurecimiento. Sin embargo, su dureza es inferior a la esperada si la microestructura estuviera compuesta por martensita sin revenir (en torno a 750HV).

Los autores plantean que este efecto podrá evitarse de dos formas. En primer lugar, proponen reducir la duración del tratamiento térmico aumentando la velocidad de giro de la pieza al final de la revolución de grind-hardening. No obstante, en este trabajo no se estudia la viabilidad de esta metodología. Además, ha de tenerse en cuenta que el aumento de la velocidad de giro aumentaría la potencia consumida en el proceso y el calor generado en la zona de contacto y este efecto complicaría en exceso el control del tratamiento térmico generado. En segundo lugar, plantean disminuir la temperatura de la pieza que ha sido endurecida previamente mediante una refrigeración selectiva de esta zona. Cabe

señalar que esta opción tampoco se estudia en este trabajo y se antoja inviable con los sistemas de refrigeración actuales.

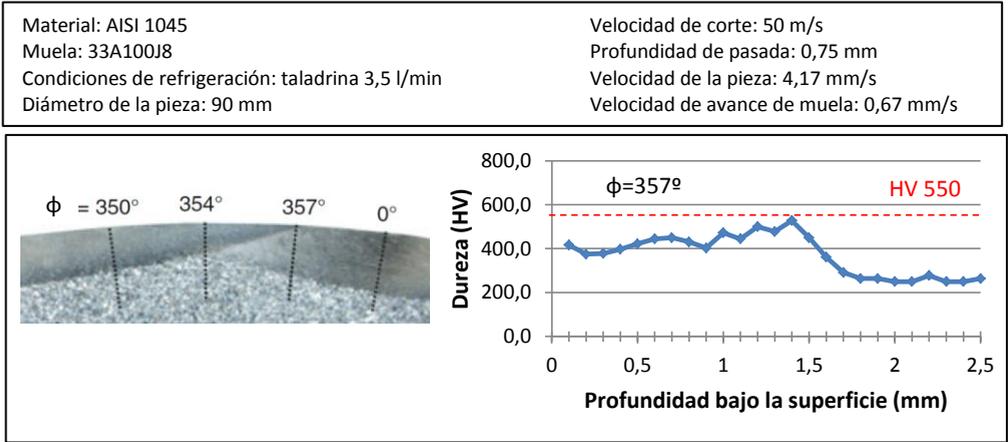


Fig. 80 Microestructura de la pieza y distribución de durezas al final de la revolución de grind-hardening (adaptado de Hyatt et al. [Hya13]).

Por último, ha de tenerse en cuenta que si se emplea el rectificado cilíndrico en penetración, la anchura máxima de la zona a endurecer estará limitada por la anchura de la muela. De esta forma, si se requiere endurecer una zona de anchura mayor, será necesario realizar varias pasadas de grind-hardening solapadas una junto a la otra (ver

Fig. 81). No obstante, en la zona de solapamiento, la dureza del material será menor ya que se producirá un revenido de la martensita generada anteriormente.

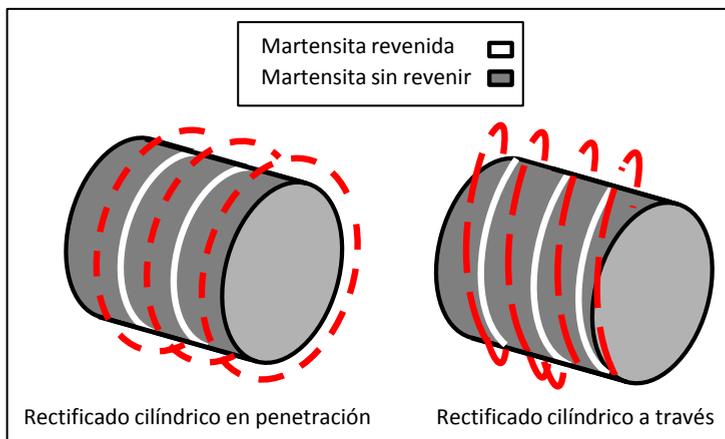


Fig. 81 Metodologías para el endurecimiento de una zona de anchura superior a la anchura de la muela.

Nguyen et al. [Ngu14] plantean que para conseguir este mismo objetivo también podría utilizarse el rectificado cilíndrico a través (ver Fig. 81). Así, para estudiar la viabilidad del proceso, los autores llevan a cabo ensayos con una muela de alúmina vitrificada sobre piezas cilíndricas de acero BS 970-EN26 de 50 mm de diámetro.

En la Fig. 82 se puede observar la microestructura del material en una sección perpendicular a la velocidad de giro de la pieza. En esta imagen, se aprecian ondas que son consecuencia del calor generado en cada revolución de la pieza. Además, en las zonas de solapamiento (señaladas en rojo en la figura) la pieza presenta un color más claro que indica que la martensita generada en la revolución anterior ha sido revenida. En este sentido, los autores indican que la dureza del material en la zona de solapamiento es de 410 HV en vez de 720 HV. Por otra parte, la anchura de la zona endurecida en cada revolución de la pieza es de aproximadamente 2 mm, siendo muy inferior a la anchura total de la muela (25 mm). Este resultado indica que la muela no elimina la misma cantidad de material en toda su anchura y, por ello, su desgaste no será uniforme.

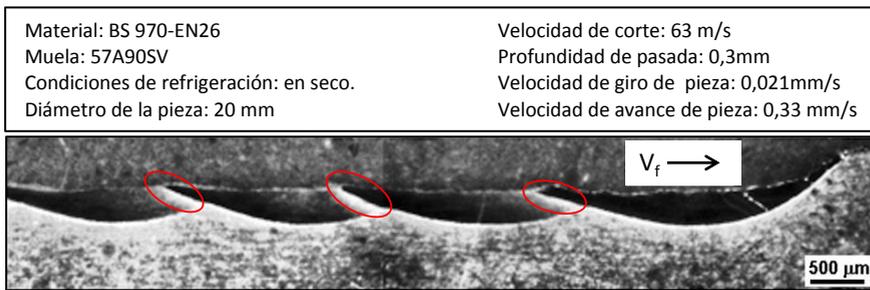
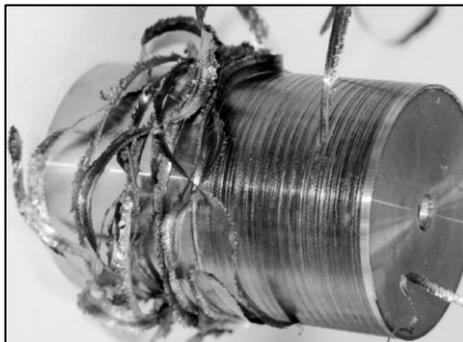


Fig. 82 Microestructura de la pieza tras una operación de grind-hardening mediante rectificado cilíndrico a través (adaptado de [Ngu14]).

Así mismo, se ha de tener en cuenta que la muela se embotará con facilidad ya que el proceso se lleva a cabo en seco. Además, como consecuencia de las elevadas temperaturas en la zona de contacto, el material de la pieza presentará un comportamiento muy dúctil y esto favorecerá el embotamiento de la muela. En este sentido, en la Fig. 83 se muestra el estado de esta misma pieza una vez terminado el ensayo de grind-hardening. Tal y como se puede ver, parte del material se ha fundido durante el proceso y ha quedado adherido a la superficie de la pieza. Bajo estas condiciones tan agresivas, cabe esperar que la muela haya sufrido un embotamiento severo, sin embargo, en este trabajo no se muestra el estado de la muela tras el proceso.

Por último, debe tenerse en cuenta, que los autores únicamente rectifican una longitud de pieza de aproximadamente 50 mm y no estudian si el proceso puede llegar a inestabilizarse como consecuencia del embotamiento progresivo de la muela. Por lo tanto, a pesar de Nguyen et al. concluyen que es viable aplicar el grind-hardening mediante el rectificado

cilíndrico a través, no es posible realizar esta afirmación sin es estudiar el proceso de desgaste de la muela en mayor profundidad.



*Fig. 83 Estado de la pieza mostrada en la Fig. 82 tras la operación de grind-hardening [Ngu14].*

### **II.5.5. Integridad superficial de piezas endurecidas mediante grind-hardening**

Las características de la superficie de la pieza afectarán a la vida en servicio de ésta. Por ejemplo, propiedades como la resistencia a fatiga, la resistencia a la corrosión o la resistencia al desgaste se ven afectadas por la integridad de superficial de la pieza. En concreto, estas propiedades dependen de aspectos como la microestructura del material, la dureza, el estado de tensiones residuales o la rugosidad superficial de la pieza, entre otros.

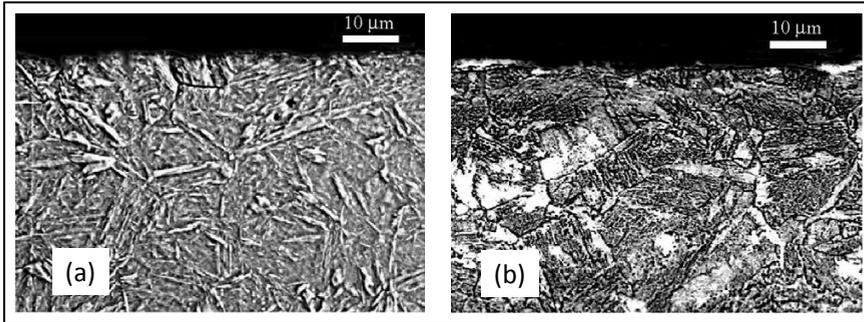
En los siguientes apartados, se hará una revisión de los trabajos que han analizado las características de la superficie de la pieza en piezas de acero endurecidas mediante grind-hardening. A continuación, se presentarán los resultados de los trabajos que han estudiado su resistencia al desgaste.

#### **II.5.5.1. Microestructura del metal**

La microestructura del acero tras el proceso de endurecimiento dependerá de su composición química, de su estructura metalúrgica inicial y de la evolución de la temperatura durante el proceso. Sin embargo, varios autores han observado una característica común en la microestructura de la capa superficial endurecida mediante grind-hardening: los granos de martensita, que tienen la apariencia de láminas o agujas, son de menor tamaño que los producidos en un proceso de temple en horno. En la Fig. 84 se muestra, a modo de ejemplo, la microestructura de un acero AISI 1045 endurecido mediante un proceso de temple en horno (Fig. 84a) y mediante un proceso de grind-hardening (Fig. 84b).

El refinamiento de la estructura martensítica afecta directamente a la dureza y a la resistencia del material. Este efecto se debe a que las estructuras con un menor tamaño

poseen un mayor área en los límites de fase y, por lo tanto, el material se vuelve más duro y resistente. Así, numerosos autores han observado que la dureza máxima del material tras el proceso de grind-hardening es en torno a un 15% superior a la que se obtendría en un proceso de temple en horno [Bro99, Zar02, Fri07, Wil08, Sal07, Föc12, Hya13]. Cabe destacar el trabajo de Nguyen et al. [Ngu07] en el que tras una pasada de grind-hardening donde la pieza se refrigera mediante nitrógeno líquido, se obtiene una dureza en la superficie un 45% mayor a la de un proceso de temple en horno. No obstante, éste es el único trabajo en el que se ha alcanzado una dureza tan elevada.



*Fig. 84 Microestructura de un acero AISI1045 tras un proceso de temple en horno (a) y tras un proceso de grind-hardening (b) (adaptado de [Ngu07]).*

Zarudi y Zhang [Zar02] llevan a cabo ensayos de grind-hardening sobre piezas de acero 42CrMo4 y observan que el tamaño de grano de la martensita aumenta a medida que se toman puntos más alejados de la superficie. A partir de este resultado, plantean que este fenómeno se debe a que existe un mayor número de dislocaciones en la superficie de la pieza y que éstas actúan como puntos de nucleación de los granos de martensita. Además, proponen que las elevadas tensiones termo-mecánicas en la superficie durante el rectificado serán las que originen un mayor número de dislocaciones en esta zona de la pieza.

No obstante, en un trabajo anterior, Kajiwara [Kaj86] estudia el proceso de formación de la martensita y concluye que las dislocaciones no actúan como puntos de nucleación. Sin embargo el autor observa que los bordes de granos sí actúan como puntos de nucleación. De esta forma, la presencia de una austenita de menor tamaño en la superficie antes del enfriamiento podría ser la razón por la cual se generan granos de martensita de menor tamaño.

### **II.5.5.2. El estado de tensiones residuales**

Las tensiones residuales presentes en la superficie de la pieza tras un proceso de rectificado tienen su origen en los siguientes efectos:

1. La deformación plástica generada por la acción mecánica de los granos de la muela.
2. Las tensiones originadas por los altos gradientes térmicos.
3. Los cambios de fase metalúrgicos originados por las altas temperaturas en la pieza.

Para poder ilustrar la acción de cada uno de estos tres efectos, en la Fig. 85 se muestra el patrón que poseería la distribución de tensiones residuales tras la operación de rectificado en el caso en el que predominará cada uno de ellos.

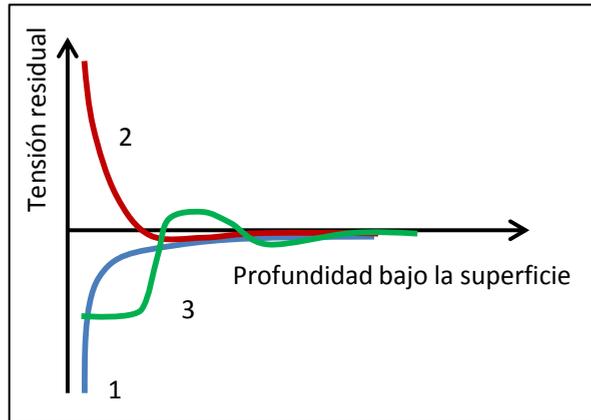


Fig. 85 Patrones de tensiones residuales tras una operación de rectificado

El primer patrón muestra el efecto de la acción mecánica de los granos de la muela. Debido a las fuerzas de compresión producidas por los granos durante el rectificado, la zona superficial de la pieza se comprime y se produce una deformación plástica de ésta (ver Fig. 86). Al no recuperarse completamente esta deformación, se generan tensiones residuales de compresión en la superficie. En el caso en el que las temperaturas durante el proceso de rectificado no sean elevadas, la acción mecánica de los granos será predominante y las tensiones de compresión mejorarán la vida en servicio de la pieza.

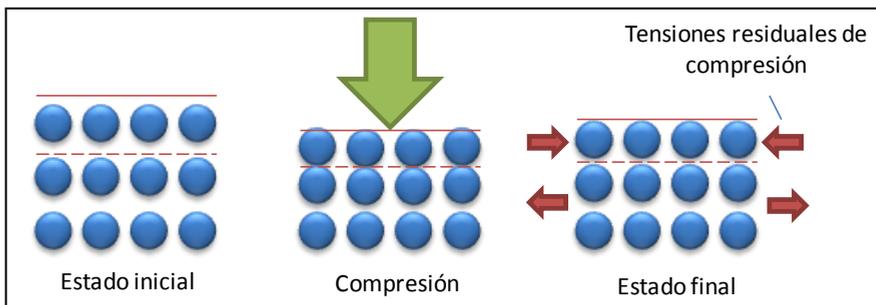
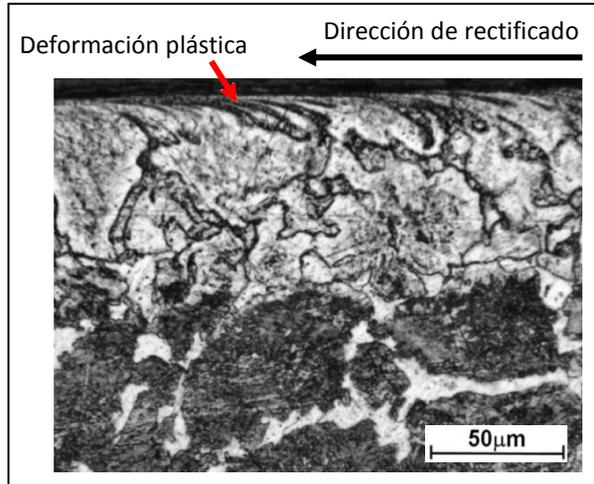


Fig. 86 Generación de tensiones residuales en la superficie por el efecto de la acción mecánica

Con el objetivo de ilustrar el efecto de la mecánica de la muela, la Fig. 87 muestra una micrografía de la zona superficial de una pieza de acero tras un proceso de rectificado. En ésta puede apreciarse cómo, por efecto de la deformación plástica, los granos de la ferrita presentes en la superficie se encuentran orientados en la dirección de la velocidad de la muela.



*Fig. 87 Deformación plástica de la superficie de la pieza por el efecto de la acción mecánica de la muela (adaptado de [Ngu10b]).*

El segundo patrón muestra el efecto de los gradientes térmicos en la pieza. Tal y como se ha descrito anteriormente, durante el proceso la zona superficial presenta una mayor temperatura que el material que se encuentra en el interior de la pieza. Como consecuencia de ello, la expansión del material de la superficie es impedida por el que se encuentra en el interior de la pieza y se generan tensiones de compresión en la zona superficial. Si estas tensiones superan la tensión de fluencia del material, durante el enfriamiento, se generarán tensiones residuales de tracción en la superficie. La presencia de este tipo de tensiones residuales en la superficie será perjudicial para la vida de la pieza y, por lo tanto, deberá evitarse su aparición durante el acabado de las piezas endurecidas mediante grind-hardening.

El tercer patrón muestra el efecto de un cambio de fase metalúrgico en la superficie de la pieza. Durante el cambio de fase, el material experimentará un cambio de volumen al que se opondrá el material de la pieza a mayor profundidad que no ha sufrido ninguna transformación metalúrgica (ver Fig. 88) y, por ello, el estado de tensiones residuales se verá modificado. En el caso de los aceros endurecidos mediante grind-hardening, la nueva fase martensítica ocupará un mayor volumen que la fase ferrítica-perlítica original y, como consecuencia, se generarán de tensiones residuales de compresión en la superficie.

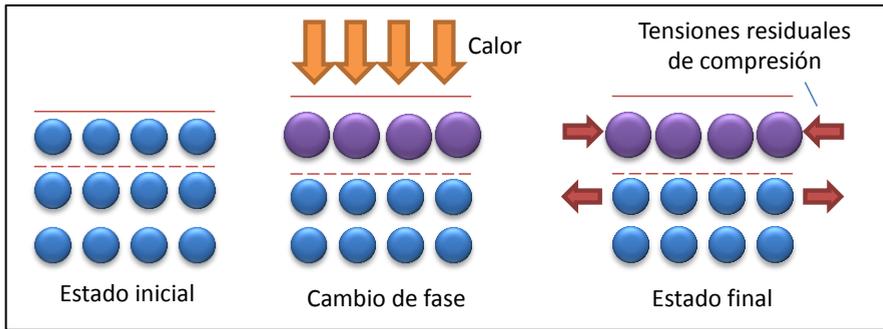


Fig. 88 Generación de tensiones residuales en la superficie por el efecto del cambio de fase metalúrgica.

A pesar de la importancia del estado de tensiones residuales en la pieza, son pocos los trabajos en los que se ha llevado a cabo este tipo de medidas sobre piezas endurecidas mediante grind-hardening. La mayoría de los trabajos ([Bri96], [Bro99], [Wil08] y [Ngu14]) han observado una distribución de tensiones residuales con patrones como los mostrados en la Fig. 89. Tal y como se puede observar, las tensiones residuales hasta una profundidad igual a la HPD son de compresión. A profundidades mayores, se observan tensiones de tracción que compensan las fuertes tensiones de compresión en la superficie. A partir de este resultado, puede concluirse que, durante el grind-hardening, el cambio de fase es el principal mecanismo de generación de tensiones residuales. Sin embargo, en el trabajo de Nguyen et al. [Ngu07] se han observado patrones de tensiones residuales diferentes tras realizar ensayos en los que únicamente se varían las condiciones de refrigeración. En los ensayos con fluido de corte, los patrones de tensiones residuales son similares a los de la Fig. 89. Sin embargo, si se elimina el fluido de corte, se observan tensiones de tracción en la zona endurecida en vez de tensiones de compresión. Ante esto, los autores plantean que, en este caso, los gradientes térmicos en la superficie son el mecanismo de formación de tensiones residuales predominante. No obstante, éste es el único trabajo en el que se ha observado este efecto.

Por último, cabe mencionar que no se ha encontrado ningún trabajo en el que se estudie la influencia de los parámetros de rectificado o de la muela utilizada en la distribución de tensiones residuales.

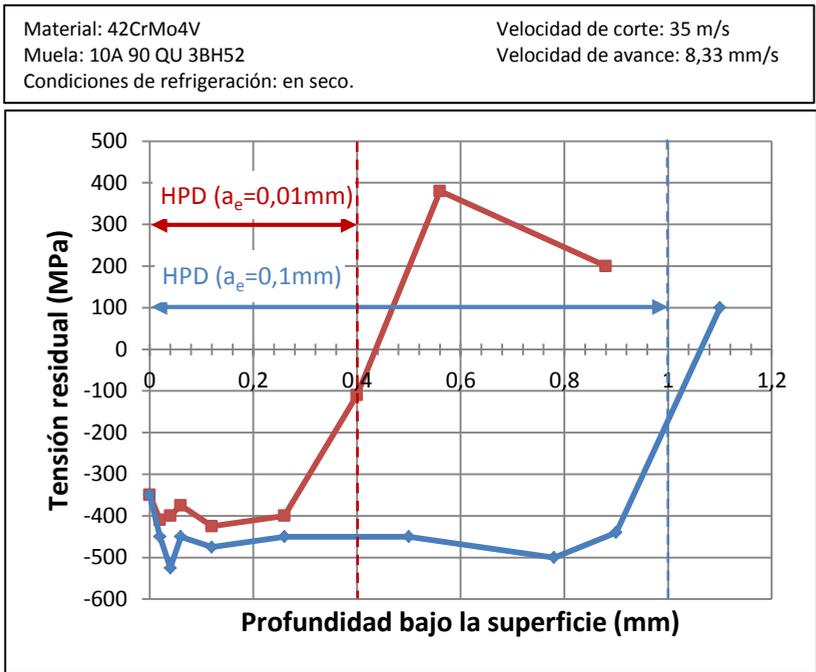


Fig. 89 Distribución de tensiones residuales tras una operación de grind-hardening [Bro99].

### II.5.5.3. Rugosidad superficial

La topografía superficial de las piezas rectificadas es consecuencia de los numerosos procesos de corte generados en la interacción de los granos de la muela con la pieza. A modo de ejemplo, en la Fig. 90 se muestra una imagen SEM de la superficie de una pieza tras un proceso de rectificado plano. En la imagen, se pueden identificar surcos en la dirección del movimiento relativo entre los granos y la pieza. Además, también se puede observar que una parte del material ha sido desplazada hacia los laterales del surco durante el proceso de corte. La cantidad de material desplazada será mayor en el caso de rectificar materiales dúctiles ya que, en estos casos, la adhesión entre el grano y el material rectificado es superior. No obstante, cabe señalar, que la cantidad de material desplazado hacia los laterales disminuirá al emplear un fluido de corte por dos razones. En primer lugar, se reducirá la adhesión entre el grano y el material de la pieza como consecuencia de la acción lubricante del fluido. Además, debido a su acción refrigerante, la temperatura superficial disminuirá y la ductilidad del material será menor.

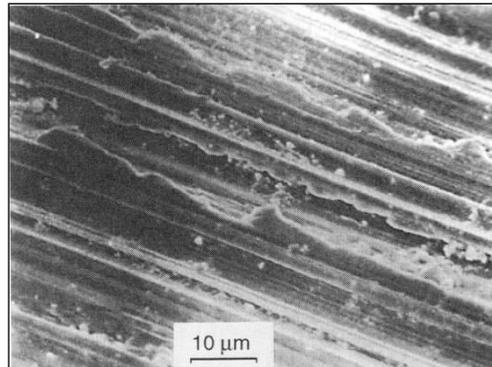


Fig. 90 Imagen SEM de la superficie de una pieza de acero rectificada con una muela de alúmina y taladrina [Mal08].

En los procesos de rectificado plano industriales, la muela pasa sucesivamente sobre la zona rectificada durante las últimas pasadas sin variar la posición en altura de su centro de giro (proceso conocido como “apagado de chispa”). Durante este proceso, la muela va eliminando progresivamente las prominencias dejadas por las pasadas anteriores de forma que disminuye la rugosidad superficial de la pieza (ver Fig. 91). Como consecuencia de este efecto, el valor de la rugosidad media Ra en una pieza rectificada puede ser de hasta 0,025  $\mu\text{m}$ .

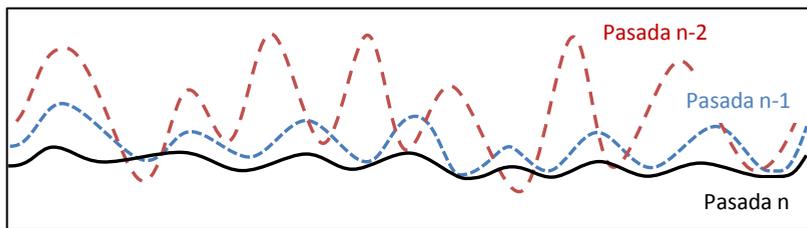


Fig. 91 Evolución del perfil de la pieza en la dirección transversal al avance de ésta como consecuencia de las sucesivas pasadas de apagado de chispa.

A diferencia de otros procesos de rectificado, el proceso de grind-hardening se realiza en una única pasada. Además, el material de la pieza presente en la zona de contacto posee una temperatura próxima a su temperatura de fusión y, debido al aumento de su ductilidad y a la ausencia de fluido de corte, el embotamiento de la muela se produce con mayor facilidad. En el caso en el que el embotamiento sea excesivo, parte del material alojado en ésta puede ser redepositado en la pieza empeorando su acabado superficial. Como consecuencia de estos efectos, en estudios anteriores del proceso de grind-hardening se han obtenido valores de rugosidad media Ra comprendidos entre 0,94 y 5  $\mu\text{m}$  [Bro98, Ngu07, Wil08].

El proceso de grind-hardening se realiza habitualmente en seco, sin embargo, Nguyen et al. [Ngu07] estudian el efecto que posee el empleo de fluido de corte en el acabado superficial de la pieza. En la Fig. 92, se muestran dos imágenes SEM en las que se puede observar la superficie de la pieza tras realizar el mismo ensayo en seco y con fluido de corte. En la imagen correspondiente al ensayo en seco (Fig. 92a) se puede identificar una zona en la que existe material redepositado en la pieza. Además, la presencia de virutas con forma esferoidal indica, que las temperaturas alcanzadas en la zona de contacto se encuentran próximas a la temperatura de fusión del material. Por el contrario, en la imagen correspondiente al ensayo con fluido de corte (Fig. 92b), no se observa material redepositado y se pueden identificar fácilmente los surcos generados en la acción de corte de los granos. No obstante, se ha de tener en cuenta que, a pesar de que la introducción de fluido de corte mejora el acabado superficial de la pieza, la fracción de calor evacuada hacia la pieza se reduce. Así, en el ensayo en seco, los autores observan que existe una capa endurecida de en torno a 0,3 mm, mientras que la probeta correspondiente al ensayo con fluido de corte no presenta endurecimiento alguno.

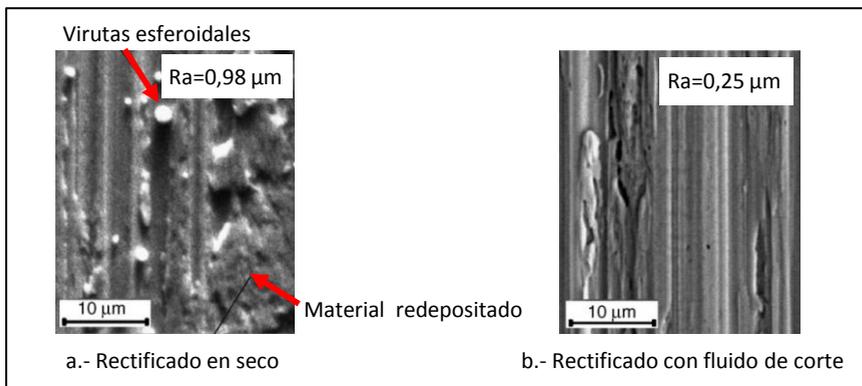


Fig. 92 Imágenes SEM de la superficie de la pieza tras los ensayos realizados por Nguyen et al. Adaptado de [Ngu07].

Por último, cabe señalar que el objetivo del grind-hardening no es obtener un buen acabado superficial sino generar un endurecimiento de la pieza. No obstante, la principal ventaja de este proceso radica en que el proceso de rectificado necesario para obtener el acabado superficial y la precisión dimensional requeridos puede realizarse en la misma máquina, reduciendo costes y tiempos de proceso.

#### **II.5.5.4. Resistencia al desgaste de piezas endurecidas mediante grind-hardening.**

Otra de las características a analizar en el estudio de la calidad de las piezas endurecidas por grind-hardening es su resistencia al desgaste. Brockhoff presenta el primer trabajo en el que se evalúa la mejora en la resistencia al desgaste lograda tras un proceso de grind-

hardening [Bro99]. Para ello, el autor lleva a cabo ensayos de *ball-on-disc* sobre discos de acero 100Cr6 cuya superficie plana es endurecida previamente mediante una pasada de grind-hardening.

En la Fig. 93, se compara la evolución de los ensayos de desgaste realizados sobre una pieza sin endurecer y sobre una pieza endurecida mediante grind-hardening. Tal y como se puede ver, la profundidad de la huella en las piezas de grind-hardening es muy inferior a la de la pieza sin endurecer. A pesar de la importante mejora en la resistencia al desgaste, se echa en falta una comparación de estos resultados con los obtenidos en piezas endurecidas mediante otros métodos industriales de endurecimiento superficial como, por ejemplo, el temple por inducción o el temple laser.

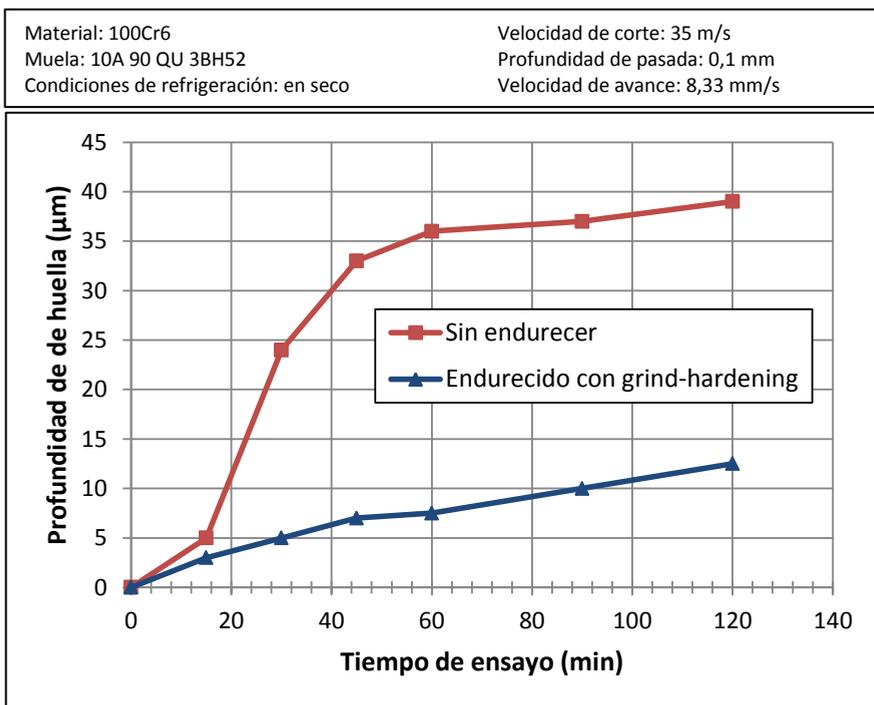


Fig. 93 Resultados de los ensayos de *ball-on disc* realizados por Brockhoff [Bro99].

En el trabajo de Brockhoff, únicamente se estudian piezas en las que la anchura endurecida mediante grind-hardening es inferior a la anchura de la muela. Sin embargo, en el caso en el que se requiera endurecer una superficie de anchura mayor, será necesario realizar varias pasadas de grind-hardening solapadas (ver Fig. 94). Durante este proceso, parte de la martensita generada en la anterior pasada será sometida de nuevo a un proceso de calentamiento. Así, la martensita presente en la zona de solapamiento será re-austenizada. Sin embargo, una parte de la martensita re-calentada no alcanzará la temperatura

necesaria para producir la re-austenización del material y, como consecuencia, se producirá un proceso de revenido que disminuirá su dureza. Este efecto puede afectar a la resistencia al desgaste de la pieza endurecida.

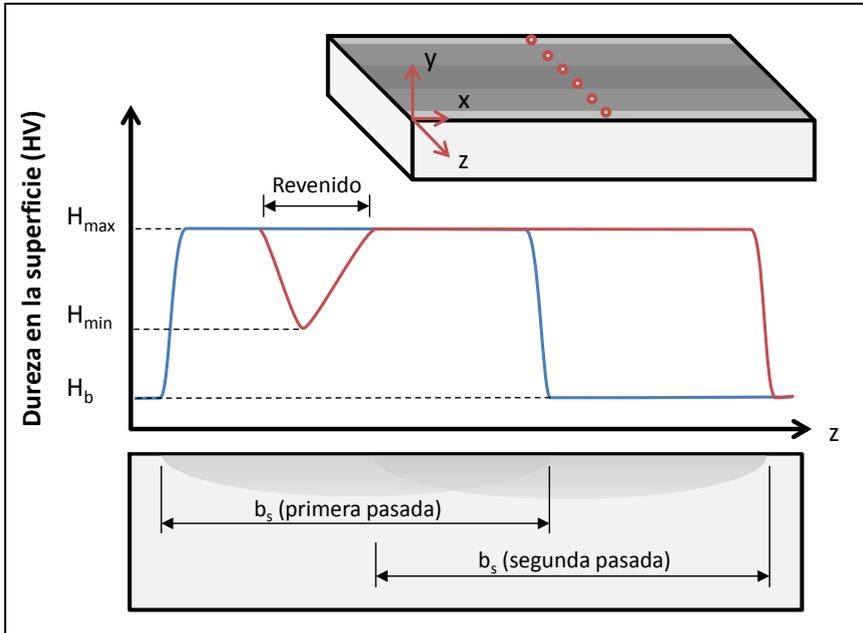


Fig. 94 Dureza en la superficie tras dos pasadas de grind-hardening superpuestas.

Wilke [Wil08] presenta un trabajo en el que se hace un estudio más completo de la resistencia al desgaste de las piezas endurecidas mediante grind-hardening. A diferencia del trabajo de Brockhoff [Bro99], éste tiene los siguientes objetivos:

1. Analizar el efecto de los parámetros de corte en la resistencia al desgaste.
2. Comparar la resistencia al desgaste de piezas endurecidas mediante grind-hardening con piezas endurecidas mediante temple por inducción.
3. Analizar el efecto de la zona de solapamiento en la resistencia al desgaste.

El autor lleva a cabo ensayos de *ball-on-disc* sobre discos de acero 42CrMo4V en los que la superficie de la pieza ha sido endurecida mediante dos pasadas de grind-hardening que se solapan (ver Fig. 95). Tras las dos pasadas de grind-hardening, la rugosidad media  $R_a$  de las piezas se encuentra entre 7 y 15  $\mu\text{m}$ . Con el objetivo de mejorar su acabado superficial, se lleva a cabo un rectificado fino de las piezas consiguiendo una rugosidad media  $R_a$  inferior a 0,5  $\mu\text{m}$ .

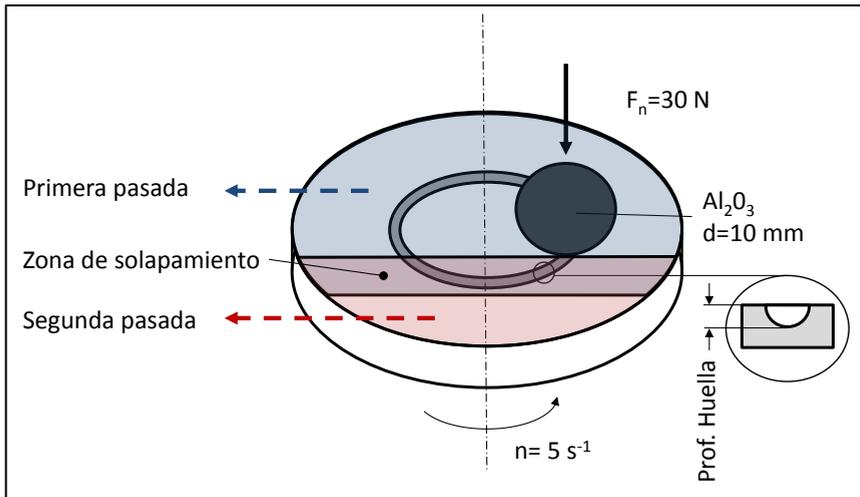


Fig. 95 Probetas para ensayo de desgaste ball-on-disc (adaptado de [Wil08]).

En primer lugar se estudia la influencia de los parámetros de rectificado en la resistencia al desgaste de piezas endurecidas mediante grind-hardening. Las combinaciones de parámetros empleados se muestran en la Tabla 4. En este caso, el ensayo de ball-on-disc se realiza de tal forma que la trayectoria recorrida por la muela se encuentra sobre la zona endurecida en la primera pasada sin alcanzar la zona de solapamiento.

Tal y como puede observarse en la Tabla 4, la profundidad de la huella en los ensayos de grind-hardening es muy similar en todos los casos. Cabe mencionar que únicamente se analizan tres casos de grind-hardening, por lo que sería conveniente estudiar más combinaciones para observar el efecto de la variación con cada uno de los tres parámetros del proceso. No obstante, la resistencia al desgaste es comparable a la obtenida tras un endurecimiento superficial de la pieza mediante un proceso de temple por inducción. Este resultado confirma, de nuevo, la aplicabilidad del grind-hardening como un método alternativo de endurecimiento superficial.

Por otro lado, para observar el efecto de la zona solapamiento, se repite el ensayo de ball-on-disc sobre las probetas correspondientes caso B aumentando el radio de la trayectoria de la bola para que se alcance la zona de solapamiento. La profundidad de la huella medida en esta zona es de  $12 \mu\text{m}$ . A partir de este resultado, puede concluirse que el revenido producido durante la segunda pasada de grind-hardening disminuye la resistencia al desgaste de la pieza. Por ello, éste proceso ha de realizarse siempre que sea posible mediante una única pasada.

CASO	$a_e$ (mm)	$v_w$ (mm/s)	$v_s$ (m/s)	HPD (mm)	Dureza superficial (HV)	Prof. huella ( $\mu\text{m}$ )
Sin endurecer	-	-	-	0	277	59
Grind-hardening (A)	0,1	8,33	35	0,95	721	7
Grind-hardening (B)	0,1	8,33	80	0,14	764	5
Grind-hardening (C)	0,5	33,33	35	0,62	740	6
Inducción	-	-	-	2,25	697	8

Tabla 4 Casos analizados por Wilke para el estudio del desgaste de piezas endurecidas por grind-hardening [Wil08].

### II.5.6. Precisión dimensional de la pieza tras el endurecimiento de piezas planas mediante grind-hardening

Tal y como se ha comentado previamente, los componentes que son sometidos a una operación de rectificado poseen requisitos muy estrictos respecto a las tolerancias dimensionales de la pieza. Así, en el caso de piezas planas, es de especial interés la planitud final de la superficie rectificada.

En este sentido, varios autores [Zäh01, Zha15] han observado que, tras la operación de grind-hardening, la superficie rectificada presenta una geometría en forma de “U” (ver Fig. 96). Además, para las diferentes condiciones de rectificado estudiadas, se ha medido la diferencia de altura entre los extremos de la pieza y la zona central (indicado como PV en la Fig. 96) y se han obtenido valores desde 30 hasta 200  $\mu\text{m}$ .

Este efecto podría tener su origen en las elevadas temperaturas alcanzadas por la pieza durante el grind-hardening. Así, a medida que avanza el proceso, la dilatación progresiva de la pieza provocará que la profundidad de pasada real sea mayor. Tras el enfriamiento, la zona en la que se ha eliminado más material presentará una desviación mayor respecto de la superficie plana teórica.

Del mismo modo, se ha de tener en cuenta que la dilatación de la pieza también afectará a las fuerzas de corte, al calor generado en la zona de contacto y, como consecuencia, a la HPD generada. Así, en un trabajo reciente Zhang et al. [Zha15] han observado cómo la HPD sigue la misma evolución que la geometría de la superficie rectificada. A modo de ejemplo, en la Fig. 97 se muestran los valores de ambos parámetros para dos de los ensayos realizados. Este resultado es coherente con el planteamiento anterior ya que en las zonas en las que se ha eliminado una mayor cantidad de material, la cantidad de calor generado ha de ser mayor.

Por consiguiente, será necesario llevar a cabo una operación final de rectificado para lograr la precisión dimensional requerida. Además, mediante este proceso, se mejorará también el acabado superficial de la pieza.

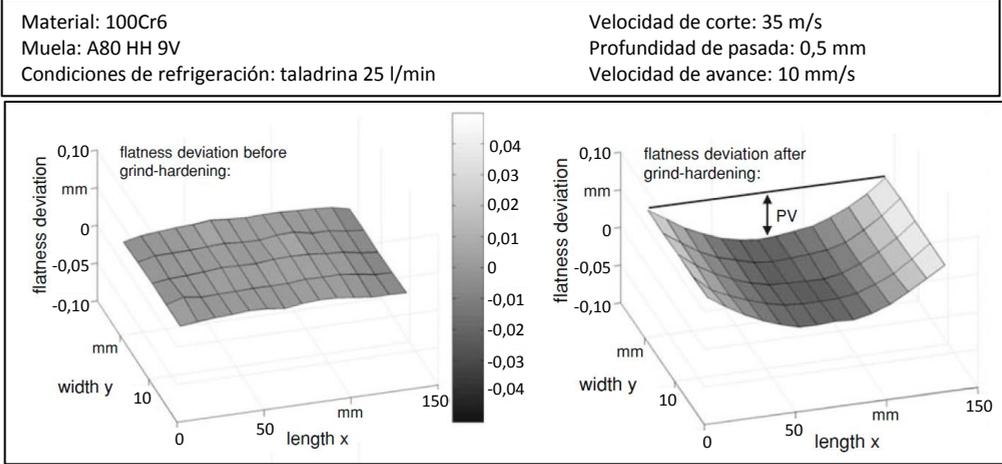


Fig. 96 Errores de planitud en la pieza antes y después de un ensayo de grind-hardening [Zäh09].

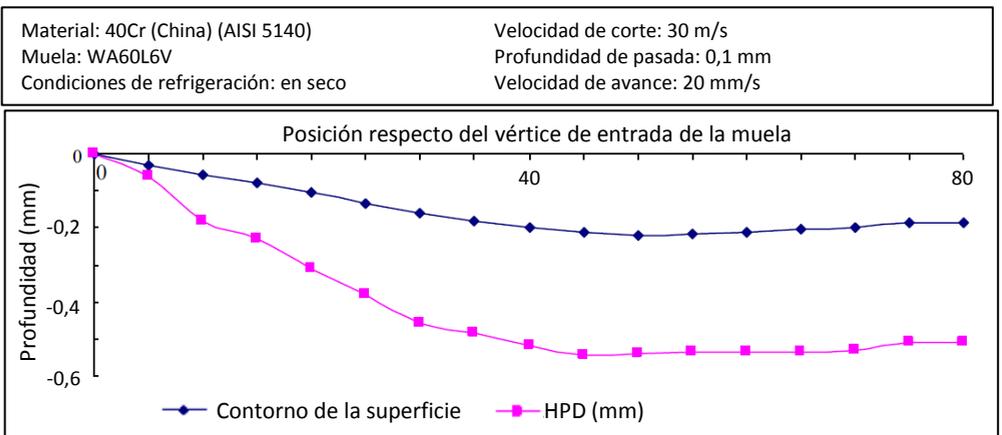
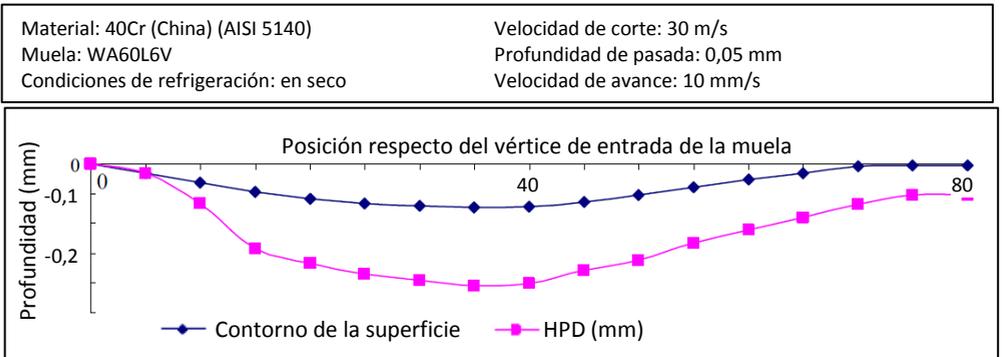


Fig. 97 Relación entre la HPD generada y la geometría de la superficie rectificada [Zha15].

### II.5.6 Modelización del proceso de grind-hardening

La modelización del proceso de grind-hardening ha sido el objetivo de numerosos estudios de investigación en la última década. En este apartado, se hará una revisión de los modelos desarrollados para simular el endurecimiento superficial de piezas planas mediante grind-hardening.

El primer modelo del proceso de grind-hardening aplicado al rectificado plano es el desarrollado por Wilke [Wil08]. El autor, parte de la hipótesis de que todo el material que haya superado la temperatura de inicio de la austenización ( $T_{Ac1}$ ) presentará siempre una fracción de fase martensítica y su dureza será mayor a la del material de partida. De esta forma, propone estimar la HPD determinando la profundidad máxima a la que se haya superado la temperatura de austenización  $T_{Ac1}$ . Cabe mencionar que la consideración de esta hipótesis resulta razonable en el proceso de rectificado ya que, como consecuencia de la conducción de calor hacia dentro de la pieza, la tasa de enfriamiento será muy elevada y superará la necesaria para la producción de la fase martensítica. Por consiguiente, para emplear esta metodología únicamente será necesario modelizar térmicamente el proceso.

Para la construcción del modelo térmico, Wilke plantea que la temperatura alcanzada por el material que no va a ser eliminado será la verdaderamente importante de cara a predecir la HPD y, por ello, decide no incluir la geometría del material a eliminar en el modelo. Además, se desprecia la conducción hacia los laterales de la pieza y el proceso se modeliza en dos dimensiones. No obstante, el grind-hardening es un proceso de rectificado con alta profundidad de pasada y el efecto del calor eliminado por la viruta ha de ser tenido en cuenta. La forma en la que el autor considera este efecto será descrita más adelante.

La definición del modelo es análoga a la planteada por Des Ruisseaux y Zerkle [Des70a]. El efecto del calor generado durante el proceso es considerado como una fuente de calor de distribución uniforme que recorre la superficie acabada de la pieza. Si bien el autor no explica el porqué de esta elección, el objetivo del modelo sólo es predecir la temperatura máxima en la pieza a una profundidad determinada y, por consiguiente, la consideración de este tipo de distribución de calor proporcionará resultados próximos a la realidad. Por otro lado, el calor evacuado por convección por el fluido de corte es simulado mediante la consideración de una condición de contorno de convección en la superficie de la pieza.

Una vez definido el modelo, su calibración se lleva a cabo variando la fracción de calor evacuada hacia la pieza ( $R_w$ ) hasta que la HPD predicha coincide con la real. Sin embargo, la particularidad de este trabajo es que Wilke plantea que  $R_w$  no tendrá un valor único, sino que dependerá de las condiciones de rectificado seleccionadas. Así, el autor estudia la evolución de la fracción de calor evacuada hacia la pieza para distintas combinaciones de parámetros.

Tal y como se puede ver en la Fig. 98, los valores de  $R_w$  obtenidos disminuyen a medida que la profundidad de pasada aumenta. Este efecto se debe a que el volumen de material eliminado es mayor y como consecuencia, se evacuará más calor hacia la viruta. De esta forma, mediante la consideración de un valor de  $R_w$  menor a medida que aumenta la profundidad de pasada se está teniendo en cuenta el efecto del aumento de la fracción de calor evacuado hacia la viruta  $R_{ch}$ . Por último, cabe indicar, que el autor no estudia la validez del modelo mediante la comparación de los valores de HPD predichos por éste con datos experimentales distintos a los empleados en la calibración de  $R_w$ .

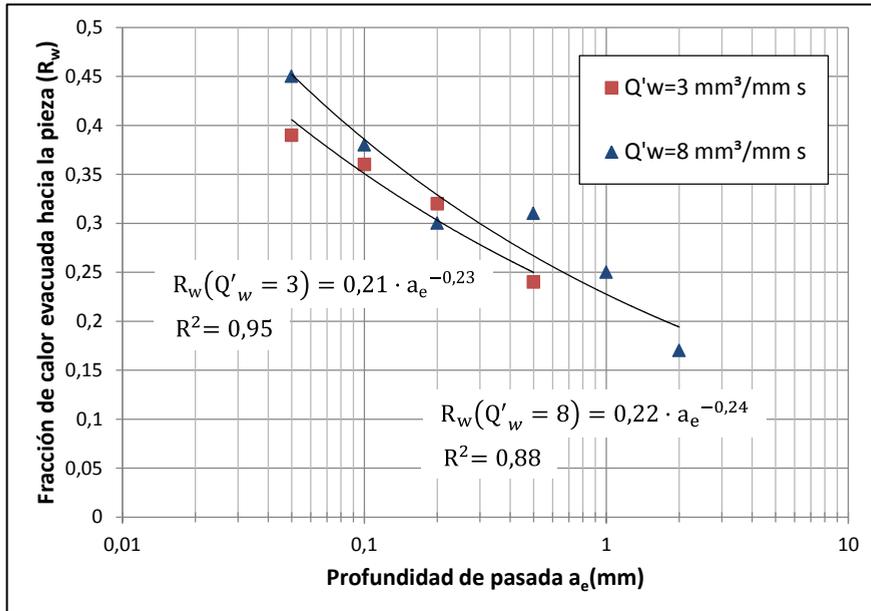


Fig. 98 Calibración del factor de calor evacuado hacia la pieza realizado por Wilke (adaptado de [Wil08])

Nguyen y Zhang [Ngu10a] también presentan un modelo en el que la HPD se estima únicamente a partir de la modelización térmica del proceso. Sin embargo, en este caso, se propone cuantificar la HPD a partir de la determinación de la profundidad máxima en la que se ha superado la temperatura a la que finaliza el proceso de austenización ( $T_{AC3}$ ). En este sentido, cabe señalar, que el material que ha sido parcialmente austenizado también habrá aumentado su dureza y, de esta forma, será más adecuado considerar la temperatura de inicio de la austenización ( $T_{AC1}$ ).

Por otra parte, en la definición del modelo no se considera la cantidad de calor evacuado por la viruta. No obstante, a diferencia del modelo de Wilke [Wil08], se propone estimar  $R_w$  de forma teórica a partir del trabajo desarrollado por Malkin para rectificado convencional [Mal08]. Esta elección no es adecuada ya el valor de este parámetro depende fuertemente

de las condiciones del proceso. Además, los resultados del modelo únicamente se comparan con los datos de un ensayo de grind-hardening y se echan en falta más ensayos que prueben la validez de la metodología planteada.

Por último, cabe mencionar, que los autores siguen una metodología similar para modelizar el proceso de rectificado cilíndrico en penetración [Ngu10b]. No obstante, en este caso, sí se considera la fracción evacuada por la viruta en la definición del modelo y se toma como parámetro de calibración la fracción de calor evacuada hacia el conjunto de la pieza y la viruta ( $R_{w,ch}$ ). En este caso,  $R_{w,ch}$  es estimado mediante la comparación de la temperatura predicha por el modelo con la medida experimentalmente mediante termopares. De esta forma, los autores proponen emplear un valor de  $R_{w,ch}$  entre 0,38 y 0,68 para simular el proceso de grind-hardening. No obstante, en este caso tampoco se estudia la validez del modelo mediante la comparación de los valores de HPD predichos por éste con datos experimentales y los autores no indican qué valor de  $R_{w,ch}$  ha de considerarse en cada caso. En este sentido, se ha de tener en cuenta que los resultados obtenidos serán muy diferentes si se toma un valor de  $R_{w,ch}$  de 0,38 o de 0,68.

Por su parte, Zäh et al. [Zäh09] presentan un trabajo en el que la HPD es obtenida mediante el cálculo de la distribución de durezas en la pieza. Así, el modelo desarrollado consta de dos etapas: la modelización térmica del proceso y el cálculo de la dureza a partir de la distribución de temperaturas obtenida.

Por lo que se refiere al modelo térmico, los autores emplean el método de los elementos finitos para representar la geometría de la pieza en tres dimensiones y al igual que en los trabajos de Wilke [Wil08] y Nguyen et al. [Ngu10a], el material a eliminar no se incluye en el modelo. Así mismo, se lleva a cabo un análisis experimental de la evolución de las fuerzas de corte en la zona de contacto empleando la metodología propuesta previamente por Schneider [Sch99] (ver apartado II.3.2.2.). A partir de los resultados obtenidos, los autores concluyen que la forma más adecuada de repartir en calor en la zona de contacto sería mediante una distribución triangular rectangular. Por otra parte, cabe indicar, que los autores emplean fluido de corte durante los ensayos de grind-hardening y, por ello, deciden introducir una condición de contorno de convección en la cara superior de la pieza.

A continuación la distribución de durezas en la pieza es obtenida a partir de la cuantificación de la fracción de cada una de las fases metalúrgicas presentes en el material a medida que avanza el proceso. Así, durante la fase de calentamiento, la cantidad de material austenizado se estima utilizando el método de Leblond y Devaux [Leb84] y, durante el enfriamiento, la evolución de las fases presentes se consideran mediante dos métodos diferentes. Por un lado, la transformación difusiva (austenita en perlita) es simulada mediante el modelo de Johnson-Mehl-Avrami [Joh39] y, por otro lado, la transformación desplazativa (austenita en martensita) es simulada mediante el modelo de Koistinen y

Marburger [Koi59]. Cabe mencionar que los autores tienen en cuenta el efecto que la velocidad de calentamiento tiene en las temperaturas de cambio de fase.

La calibración del modelo es realizada mediante la comparación de los valores de la HPD predichos por el modelo con los reales. En este sentido, los autores comentan que se consideran dos parámetros de calibración: la fracción de calor evacuada hacia la pieza ( $R_w$ ) y el coeficiente de convección. No obstante, en el artículo no queda suficientemente explicado cómo se realiza esta calibración.

En la Fig. 99 se presentan los valores de ambos parámetros tras la calibración. Cabe mencionar que, a pesar de que no se ha considerado el volumen de material eliminado, la fracción de calor evacuada hacia la pieza no depende de la profundidad de pasada seleccionada. Este resultado podría indicar que el método que se ha utilizado para calibrar el modelo no es correcto. De nuevo, los autores no llevan a cabo una validación del modelo ni estudian la precisión de los resultados predichos por éste.

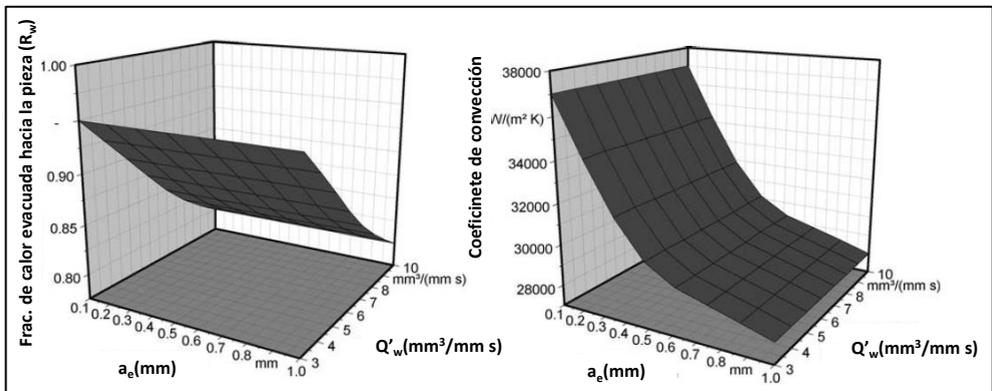


Fig. 99 fracción de calor evacuada hacia la pieza y coeficiente de convección tras la calibración [Zäh09].

Föckerer et al. [Föe12] presentan un trabajo cuyo objetivo principal es representar el efecto del desgaste de la muela en la HPD generada. Debido a las elevadas fuerzas de rectificado, el desgaste radial de la muela es muy superior al que se produce en el rectificado convencional. Si los parámetros de rectificado se mantienen constantes a lo largo de la pasada de rectificado, la fuerza de corte y el calor generado variarán durante el proceso (ver Fig. 100). Como consecuencia, la HPD generada no será uniforme a lo largo de la pieza.

Para analizar este efecto, los autores realizan un modelo térmico de elementos finitos cuya principal aportación es la consideración de una fuente de calor cuyo valor varía durante el proceso (ver Fig. 100). Así, partiendo de la evolución de la fuerza tangencial durante la pasada de rectificado, los autores deciden considerar una variación lineal de la fuente de calor a lo largo del proceso.

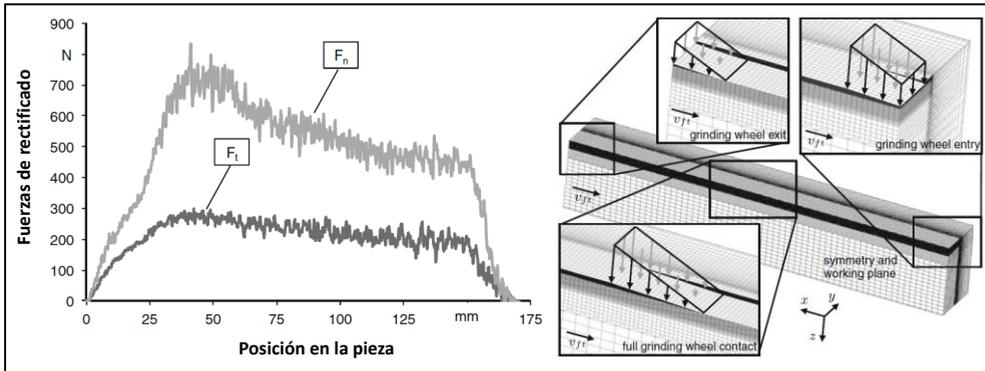


Fig. 100 Variación de las fuerzas de rectificado durante el grind-hardening y modelo de Föckerer et al. [Föc12].

Para analizar este efecto, los autores realizan un modelo térmico de elementos finitos cuya principal aportación es la consideración de una fuente de calor cuyo valor varía durante el proceso (ver Fig. 100). Así, partiendo de la evolución de la fuerza tangencial durante la pasada de rectificado, los autores deciden considerar una variación lineal de la fuente de calor a lo largo del proceso.

La metodología empleada en este trabajo para estimar la HPD es la misma que en el trabajo de Zäh et al. [Zäh09]. Así, se modeliza térmicamente el proceso y, a continuación, la HPD es obtenida a partir del cálculo de la distribución de durezas en la pieza. No obstante, a diferencia de los trabajos anteriores, el efecto del calor evacuado por la viruta es representado mediante la modelización del material a eliminar. Así mismo, se considera un valor constante de 0,9 para la fracción de calor evacuada hacia la pieza y la viruta ( $R_{w,ch}$ ).

Por otra parte, cabe señalar, que los autores emplean fluido de corte en sus ensayos. Así, el calor evacuado por esta vía es representado mediante la introducción de una condición de contorno de convección.

En este caso, la calibración se lleva a cabo a través el ajuste del coeficiente de convección. No obstante, su valor es obtenido únicamente mediante la comparación de la HPD predicha por el modelo con la obtenida en un ensayo experimental y en una zona de la pieza. Por último, la validación del modelo es realizada comparando los valores de HPD estimados en diferentes zonas de la pieza con los valores reales (ver Fig. 101).

Tal y como se puede ver, el modelo representa correctamente la evolución de la HPD a lo largo de la pieza de forma cualitativa. Sin embargo, los errores relativos entre los valores estimados y los reales llegan a ser en algunos casos de hasta el 24%. En este sentido, cabe indicar, que la consideración un mayor número de condiciones experimentales durante la calibración mejoraría los resultados del modelo.

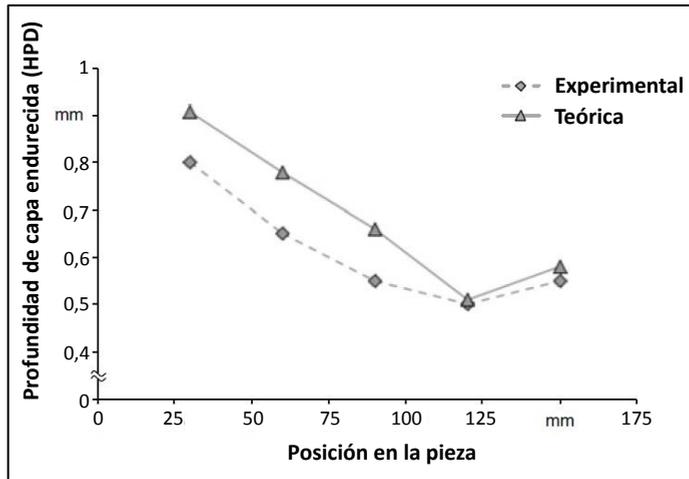


Fig. 101 Comparación de la evolución de profundidad de capa endurecida (HPD) experimental con la predicha por el modelo de Föckerer et al. (adaptado de [Föc12]).

El mismo autor presenta en [Föc13] un modelo analítico que pretende reducir el coste computacional del modelo numérico desarrollado en el trabajo anterior [Föc12]. Sin embargo, el objetivo de este trabajo únicamente es obtener una estimación de la HPD generada en el centro de la pieza. No obstante, se ha de tener en cuenta, que la consideración de la variación del calor generado o de los estados térmicos transitorios en el inicio y final del rectificado complicaría el modelo en exceso.

Al igual que en el trabajo anterior [Föe12], la HPD se determina a partir del cálculo de la distribución de durezas en la pieza. En este caso, sin embargo, el proceso de austenización se considera de una manera simplificada. Los autores parten de la hipótesis de que, debido a los altos gradientes térmicos presentes durante el calentamiento, no es necesario estudiar la evolución de la fase austenítica a lo largo del tiempo. Así, proponen estimar la cantidad de material austenizado considerando únicamente la temperatura máxima alcanzada y una velocidad de calentamiento aproximada. Esta velocidad de calentamiento es calculada considerando un aumento lineal de la temperatura tal y como se muestra en la Fig. 102. Por lo que se refiere al método utilizado para calcular la fracción de material austenizado, se emplea también el desarrollado por Leblond [Leb84]. En este caso, sin embargo, el autor considera que la velocidad de enfriamiento es suficientemente elevada para que todo el material austenizado se transforme en martensita.

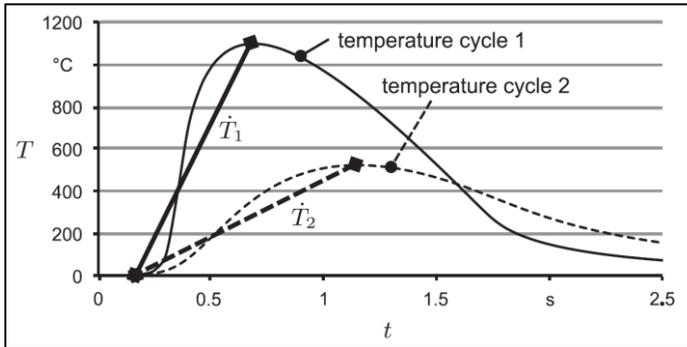


Fig. 102 Simplificación de la zona de calentamiento considerada por Föckerer et al. [Föc13].

Para la definición del modelo térmico, se parte del trabajo de Des Ruisseaux y Zerkle [Des70a, Des70b] y se propone la expresión analítica mostrada en la Ec. 80 para calcular el campo de temperaturas en toda la pieza rectificada.

$$\begin{aligned}
 T(x, y, z, t) &= \frac{\alpha_w \cdot q_{w,ch}}{k_w} \int_0^t \int_{-\frac{b_s}{2}}^{\frac{b_s}{2}} \int_{-\frac{l_g}{2}}^{\frac{l_g}{2}} \left\{ \frac{2 \left(1 + \frac{2}{l_g} x'\right)}{[4\pi\alpha_w(t-t')]^{3/2}} \cdot e^{-\frac{[(x-x') + v_w(t-t')]^2 + (y-y')^2 + z^2}{4\alpha_w(t-t')}} \right. \\
 &- \frac{h \left(1 + \frac{2}{l_g} x'\right)}{4\pi\alpha_w(t-t')} \cdot \operatorname{erfc} \left( \frac{z}{2\sqrt{\alpha_w(t-t')}} + \frac{h}{k_w} \sqrt{\alpha_w(t-t')} \right) \cdot e^{\frac{z \cdot h}{k_w} + \alpha_w(t-t')} \cdot \frac{h}{k_w} \\
 &\left. \cdot e^{-\frac{[(x-x') + v_w(t-t')]^2 + (y-y')^2}{4\alpha_w(t-t')}} \right\} dx' dy' dt'
 \end{aligned} \tag{Ec. 80}$$

En cuanto a la definición de  $R_{w,ch}$ , se considera un valor constante e igual a 0,9 para la definición del flujo de calor evacuado hacia la viruta ( $\dot{q}_{w,ch}$ ). Sin embargo, en la definición del modelo térmico no se tiene en cuenta el calor evacuado por el material eliminado y, por ello, se propone considerar este efecto sustrayendo de la HPD calculada una cantidad igual a  $a_e/2$ . No obstante, los autores justifican por qué ha de sustraerse dicha cantidad.

Finalmente, se estudia la validez del modelo mediante la comparación de los valores de HPD predichos por éste con los obtenidos en once ensayos experimentales. En la mayoría de los casos considerados, el modelo predice la HPD con suficiente precisión. Sin embargo, en algunos casos, el error supera el 25%. Cabe mencionar que la calibración de la fracción de calor evacuada hacia la pieza y la viruta para las condiciones de rectificado utilizadas podría mejorar la precisión del modelo.

En los trabajos analizados, se han propuesto dos metodologías para estimar la HPD generada en el proceso de grind-hardening. Así, algunos autores proponen modelizar térmicamente el proceso y estimar la HPD determinando la profundidad máxima a la que se haya superado la temperatura de austenización  $T_{AC1}$ . Otros, por el contrario, plantean obtener HPD calculando la distribución de durezas en la pieza. En este punto cabe mencionar el trabajo desarrollado por Salonitis et al. [Sal07] en el que se desarrolla un modelo del proceso de rectificado cilíndrico y se comparan ambas metodologías. Tras analizar los resultados obtenidos para diferentes condiciones de rectificado, se observa que la diferencia entre los valores de HPD proporcionados por ambos es inferior al 4%.

## II.6. RESUMEN Y CONCLUSIONES

En este apartado se resumirán los aspectos más relevantes de la revisión del estado del arte realizada en este capítulo y, de forma conjunta, se presentarán las conclusiones extraídas del mismo.

Tal y como se ha descrito previamente, el rectificado es un proceso en el que el arranque de material se consigue mediante la interacción de partículas abrasivas con la pieza. Sin embargo, debido al fuerte carácter aleatorio del proceso de corte, éste es analizado a partir de parámetros que describen de forma global la operación de mecanizado. Así, para estudiar el proceso se emplean, por un lado, parámetros relacionados con la geometría de la viruta (como el espesor de viruta máximo  $h_{cu,max}$ ) y, por otro lado, parámetros asociados con energía consumida por el proceso. Dentro de este último grupo se encuentran, entre otros, la energía específica  $e_c$ , la potencia por unidad de área  $P''_c$  o la energía por unidad de área  $E''_c$ .

No obstante, el análisis de las condiciones dominantes en las que se produce la interacción microscópica de los granos con el material de la pieza permite comprender la evolución de estos parámetros globales. En este sentido, la teoría propuesta por Hahn [Han62] para describir el proceso de corte de un único grano resulta de especial utilidad.

Debido a la naturaleza del proceso de corte, la energía invertida en el rozamiento y en la deformación plástica es muy superior a la empleada para cizallar el material y, como consecuencia, gran parte de ésta es transformada en calor. Por ello, existe el riesgo de que aparezcan en la pieza daños térmicos como cambios de fase metalúrgicos o tensiones residuales de tracción. En esta línea, la modelización térmica del rectificado es de utilidad para comprender la influencia de los parámetros de rectificado en la temperatura con un mínimo coste experimental.

Así, se han revisado los trabajos que han presentado modelos térmicos del proceso y, a continuación, se detallan las conclusiones extraídas:

- El calor generado en el proceso puede representarse como una fuente de calor móvil situada en la zona de contacto. Además, se ha observado que el reparto de calor en la zona de contacto según una distribución triangular rectangular proporciona una distribución de temperaturas próxima a la real.
- En el caso de los procesos de rectificado con una profundidad de pasada superior a 0,1 mm es necesario representar el calor evacuado por el material eliminado. Sin embargo, para el rectificado convencional su influencia es despreciable.
- La principal dificultad en la definición del modelo reside en la cuantificación de la fracción de calor evacuada hacia el conjunto formado por la pieza acabada y el

material eliminado ( $R_{w,ch}$ ). Por ello, los modelos son habitualmente calibrados mediante el ajuste de este parámetro.

La obtención del valor de  $R_{w,ch}$  se realiza habitualmente mediante una metodología inversa que consiste en comparar las temperaturas predichas con las reales y minimizar el error. Sin embargo, la medición experimental de la temperatura en rectificado es una tarea compleja y este hecho provoca que el valor de  $R_{w,ch}$  no se pueda obtener con precisión. Además, se ha observado que el valor de  $R_{w,ch}$  depende también de las condiciones de rectificado empleadas y de las propiedades térmicas de la muela y de la pieza. A modo de ejemplo, cabe indicar, que para el rectificado convencional del acero AISI 1045 se han propuesto valores entre 0,55 y 0,77. Así pues, resulta difícil seleccionar un valor de  $R_{w,ch}$  que permita calcular las temperaturas con errores relativos inferiores al 20%.

Por otra parte, muchas de las piezas de acero que precisan de un rectificado final son sometidas previamente a un proceso de endurecimiento superficial. Este tratamiento térmico puede llevarse a cabo mediante tecnologías convencionales (como el temple por llama o el temple por inducción) o mediante procesos que permiten un control más preciso de la temperatura y una mayor eficiencia energética (como el temple por haz de electrones o el temple laser). No obstante, debido a su coste, esta operación es habitualmente subcontratada.

El grind-hardening es una tecnología innovadora que propone aprovechar el calor generado durante el rectificado para producir el endurecimiento superficial de la pieza. En este proceso, la principal dificultad se encuentra en la selección de los parámetros de rectificado que permitan generar la profundidad de capa templada (HPD) deseada.

Así, se han revisado los trabajos que han estudiado la influencia de la variación de los parámetros de mecanizado en la HPD para el caso del grind-hardening aplicado a piezas planas. Las principales conclusiones son las siguientes:

- En el caso en el que la velocidad de avance y la velocidad de giro de la muela se mantengan constantes, un aumento de la profundidad de pasada provocará que la HPD sea mayor. Dicho efecto estará originado por el aumento de la potencia consumida durante el proceso y del calor generado en la zona de contacto.
- En el caso en el que la profundidad de pasada y la velocidad de giro de la muela se mantengan constantes, la evolución de la HPD no presentará una tendencia única con la variación de la velocidad de avance. Así, se ha observado que la HPD aumentará al disminuir la velocidad de avance hasta un valor límite y, a continuación, la HPD generada será cada vez menor. Sin embargo, la razón por la cual se produce este efecto no ha sido explicada en trabajos anteriores.

Otro de los aspectos fundamentales a tener en cuenta es que, si los parámetros de rectificado se mantienen constantes durante todo el proceso, no se generará la misma HPD a lo largo de la toda pasada de grind-hardening. Cabe señalar que este fenómeno estará provocado por dos efectos. Por un lado, la cantidad de calor generada en la zona de contacto varía como consecuencia del efecto del desgaste de la muela y de las deformaciones térmicas en la pieza. Por otro lado, durante la entrada y la salida de la muela, se producen efectos transitorios asociados con la conducción del calor en la pieza.

Así pues, si se desea generar una HPD uniforme en toda la pieza, será preciso implementar un control en lazo cerrado del proceso y realizar un ajuste continuo de los parámetros de rectificado. Para ello, será necesario llevar a cabo una estimación de la HPD que está siendo generada todo momento.

A fin de conseguir este objetivo, algunos autores han desarrollado modelos matemáticos del proceso de grind-hardening. A pesar de que éstos pueden resultar útiles para estudiar la influencia de los parámetros del proceso durante su puesta a punto, presentan una serie de desventajas que dificultan su implementación industrial en un control numérico. Por un lado, para llevar a cabo la estimación de la longitud de la zona de contacto, requieren del conocimiento de la profundidad de pasada que está siendo introducida en cada instante. Sin embargo, la estimación de este parámetro en tiempo real resulta muy complejo debido a la dificultad de registrar las deformaciones experimentadas por la pieza, la muela y la propia rectificadora; así como el desgaste sufrido por la muela. Por otro lado, la resolución de los modelos desarrollados requiere habitualmente del empleo de métodos numéricos que presentan un coste computacional elevado.

Ante esto, resulta necesario hallar una forma alternativa para estimar la HPD que está siendo generada durante el proceso. Una posible solución podría ser encontrar un parámetro que recogiera la influencia tanto de los parámetros de mecanizado como del estado de la muela y estuviera relacionado de forma unívoca con la HPD generada.

Así, algunos autores han propuesto que la potencia por unidad de área  $P''_c$  podría emplearse con este propósito, sin embargo, no se ha observado una correlación entre  $P''_c$  y la HPD generada. Este hecho se debe a que  $P''_c$  únicamente representa la intensidad del flujo de calor generado por unidad de tiempo en la zona de contacto y no tiene en cuenta el tiempo que cada punto de la superficie se encuentra sometido a dicho flujo de calor.

Si bien la mayoría de los estudios se han centrado en el endurecimiento de piezas planas, algunos trabajos han analizado la posibilidad de emplear el grind-hardening para endurecer piezas de geometría cilíndrica. Así, se ha observado que si se emplea el rectificado cilíndrico en penetración, la HPD generada depende no sólo de los parámetros de rectificado seleccionados, sino también de la estrategia de mecanizado utilizada. Además, la HPD

generada puede variar en más de un 50% a lo largo de la pasada de rectificado y, por ello, la búsqueda de una metodología que permita predecirla resulta vital de cara a una implementación industrial del proceso.

No obstante, mediante el rectificado cilíndrico en penetración no es posible endurecer piezas de una anchura superior a la de la muela y, ante esto, recientemente un trabajo ha estudiado la posibilidad de emplear el rectificado cilíndrico a través. En este caso, la geometría de la capa endurecida y el aspecto de la pieza tras el grind-hardening sugieren que la muela ha sufrido un desgaste no uniforme y un embotamiento severo. Sin embargo, no se ha estudiado el proceso de desgaste de la muela ni su influencia en las propiedades de la capa endurecida. Así mismo, tampoco se ha estudiado si, como consecuencia del embotamiento progresivo de la muela el proceso podría llegar a inestabilizarse. Por consiguiente, resulta necesario analizar estos aspectos para evaluar la viabilidad de emplear el rectificado cilíndrico a través para endurecer piezas de geometría cilíndrica.

Por otra parte, tras la aplicación del grind-hardening a piezas planas se ha observado que la superficie endurecida presenta una geometría en forma de "U". Este efecto puede deberse a que, como consecuencia de la dilatación progresiva de la pieza, la profundidad de pasada real varíe durante el proceso. En este sentido, cabe destacar, que en los trabajos revisados se han registrado errores de planitud desde 30  $\mu\text{m}$  hasta 200  $\mu\text{m}$ .

El acabado superficial de la pieza tras el grind-hardening también es de una calidad inferior al de otros procesos de rectificado. Así, en estudios anteriores, se han obtenido valores de rugosidad media  $R_a$  comprendidos entre 0,94 y 5  $\mu\text{m}$ . Este resultado puede estar provocado por los siguientes aspectos: la ausencia de fluido de corte, la realización de una única pasada de rectificado o la redeposición de material sobre la pieza. Por consiguiente, tras el grind-hardening, será necesario llevar a cabo una operación de rectificado final que proporcione a la pieza la precisión dimensional y el acabado superficial que ésta precise.

Durante esta última operación de acabado, el aumento de la temperatura en la superficie de la pieza puede provocar un proceso de revenido que reduzca su dureza. Si bien este aspecto no ha sido analizado en los trabajos revisados, de cara a una implantación industrial del grind-hardening, será necesario controlar on-line la caída de dureza en la superficie. En esta línea, resultaría de utilidad encontrar un parámetro fácilmente cuantificable durante el proceso y que estuviera relacionado de forma unívoca con la dureza final de la pieza.

Por último, cabe señalar, que la modelización de las dos etapas de rectificado de la pieza (grind-hardening y acabado) es de utilidad para comprender la influencia de los parámetros del mecanizado en el resultado del proceso.

Si bien todos los modelos propuestos para simular el grind-hardening parten de la modelización térmica del proceso, se han distinguido dos metodologías para predecir la HPD generada. Por un lado, algunos trabajos plantean cuantificar la HPD determinando la profundidad máxima a la que se haya superado la temperatura de inicio de la austenización  $T_{AC1}$ . Otros, por el contrario, proponen obtener HPD calculando la distribución de durezas en la pieza. A pesar de ello, se ha observado que ambas metodologías proporcionan valores de HPD con una diferencia de entorno al 4%. No obstante, en la mayoría de los trabajos no se lleva a cabo una validación del modelo con ensayos experimentales diferentes a los empleados en la calibración. Así, en el único trabajo en el que se estudia la validez del modelo desarrollado, el error relativo en la HPD estimada llega a ser de hasta el 25%.

En cuanto a la modelización del proceso de revenido durante el acabado de la pieza, no es posible utilizar la metodología empleada habitualmente para estudiar los tratamientos térmicos en horno a temperatura constante. Partiendo de esta consideración, algunos trabajos proponen definir un parámetro que considere el efecto de la evolución de la temperatura con el tiempo y, mediante datos experimentales, plantear una relación entre este parámetro y la dureza final del material. En esta línea, uno de los trabajos revisados emplea una metodología similar para estimar la dureza final tras el rectificado, pero no se detalla cómo aplicar la metodología propuesta a cualquier material. Además, cabe indicar, que este modelo predice correctamente la evolución de la dureza desde un punto de vista cualitativo para los materiales considerados, pero el error relativo entre la dureza predicha y la real llega a ser del 20%. Por lo tanto, es necesario seguir profundizando en la modelización tanto de la etapa de endurecimiento como en la de acabado de las piezas endurecidas mediante grind-hardening.

---

**CAPITULO III: PROPUESTA DE UNA NUEVA METODOLOGÍA  
PARA LA PREDICCIÓN DE LA PROFUNDIDAD DE CAPA  
ENDURECIDA EN EL PROCESO DE GRIND-HARDENING**

---



### III.1. INTRODUCCIÓN

Tal y como se ha descrito previamente, si los parámetros de mecanizado se mantienen constantes durante el grind-hardening la profundidad de la capa endurecida (HPD) variará durante el proceso. Este hecho se debe, por un lado, a que la cantidad de calor generada varía como consecuencia de las deformaciones térmicas de la pieza y del desgaste progresivo de la muela y, por otro lado, a que existen efectos térmicos transitorios en el comienzo y final del proceso. Por consiguiente, si se desea generar una HPD constante en toda la pieza, será preciso implementar un control en lazo cerrado del proceso y realizar un ajuste continuo de los parámetros de rectificado. Esta tarea se facilitará si se dispone de un parámetro mediante el cual sea posible estimar la HPD que está siendo generada.

El proceso de endurecimiento tiene su origen en las temperaturas alcanzadas por la pieza y éstas dependerán de la energía calorífica proporcionada a la pieza. Partiendo de esta consideración, se plantea la hipótesis que la energía por unidad de área  $E''_c$  (Ec. 33) podría ser un parámetro adecuado para predecir la HPD generada durante el grind-hardening. En este sentido, cabe señalar que, en los resultados de los trabajos analizados en el apartado II.5.2, se puede observar cómo  $E''_c$  presenta la misma tendencia que la HPD para un amplio rango de los parámetros considerados en los ensayos.

En el presente capítulo se propondrá una metodología para estudiar el proceso de grind-hardening aplicado al rectificado plano y se investigará posibilidad de emplear  $E''_c$  para estimar on-line la HPD generada.

Durante el control de calidad del grind-hardening, será interesante disponer de un método no destructivo que permita obtener una estimación de la HPD generada. En el caso en el que el material endurecido sea ferromagnético, el método basado en el fenómeno físico del ruido Barkhausen podría emplearse con este fin ya que se ha observado que la magnitud de la HPD generada afecta a las propiedades de la señal emitida por la pieza. Por ello, se evaluará la posibilidad de utilizar algún parámetro que caracterice la señal de ruido Barkhausen para estimar la HPD generada tras el proceso.

Por otra parte, se presentará una metodología experimental para estudiar el grind-hardening aplicado al rectificado cilíndrico a través y se estudiará la influencia del proceso de desgaste de la muela en la HPD generada. Así mismo, se llevarán a cabo una serie de ensayos experimentales con el objetivo de investigar la posibilidad de emplear  $E''_c$  para estimar on-line la HPD generada durante el rectificado cilíndrico a través.

## **III.2. PREDICCIÓN DE LA PROFUNDIDAD DE CAPA ENDURECIDA DURANTE EL PROCESO DE GRIND-HARDENING I: APLICACIÓN AL RECTIFICADO PLANO.**

En este apartado, se presentarán y se analizarán los resultados obtenidos en los ensayos experimentales de rectificado plano realizados con el objetivo de investigar el proceso de grind-hardening. Así, en primer lugar, se abordará la metodología experimental que ha sido empleada para desarrollar este trabajo experimental. A continuación, se investigará la existencia de una correspondencia unívoca entre  $E''_c$  y la HPD generada. Finalmente, se mostrarán y se comentarán los resultados de las mediciones de ruido Barkhausen realizadas.

### **III.2.1. Metodología experimental**

#### **III.2.1.1. Equipamiento general**

El equipamiento que se ha empleado en los ensayos consta de los siguientes elementos: la máquina rectificadora, la muela y las piezas sobre las que se llevará al cabo el proceso de rectificado.

La máquina utilizada es una rectificadora de control numérico CNC modelo Orbit del fabricante Blohm (Fig. 103). Ésta se encuentra equipada con un cabezal portamuela con el eje del husillo dispuesto en posición horizontal. Además, los principales componentes estructurales de la máquina están fabricados en fundición gris lo que favorece el amortiguamiento de las vibraciones y la estabilidad térmica de la máquina. Por otro lado, ésta posee una instalación convencional de taladrina que consta de un equipo de filtrado por gravedad, un equipo de bombeo y una lanza de chorro libre. Así mismo, para poder llevar a cabo la operación de diamantado de la muela, se ha empleado un diamante monopunta instalado un soporte fijado a la máquina (Fig. 103). En la Tabla 5 se presenta un resumen de las principales especificaciones técnicas de la rectificadora.

En cuanto a la herramienta abrasiva utilizada, se ha seleccionado una muela de alúmina de la marca TYROLIT de dimensiones 300x30x76,2 mm y cuya especificación normalizada es la siguiente: 89 A46 I 8 AV217. Esta muela está compuesta por granos de un tamaño de grano 46 (350  $\mu\text{m}$  de diámetro medio) unidos por un aglomerante vítreo. Además, ésta posee una estructura media y es relativamente blanda. Tal y como se ha visto en el apartado II.5.3 del estado del arte, estas características favorecerán la generación de una capa endurecida de mayor profundidad.

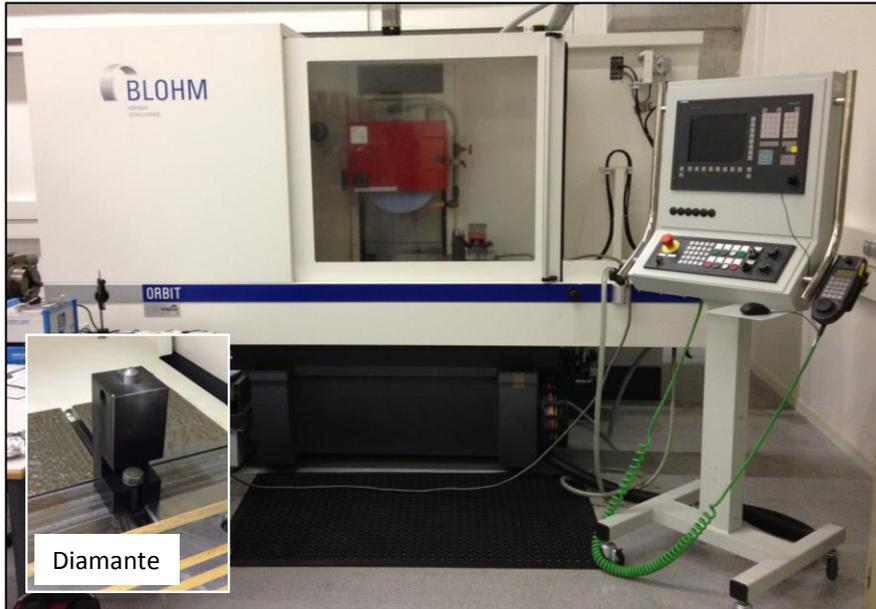


Fig. 103 Rectificadora plana modelo Orbit de la marca Blohm

Elemento mecánico	Especificaciones
Cabezal muela	Potencia máxima: 8,5 kW Velocidad de giro máxima: 1500 rpm
Eje longitudinal (Dirección avance de la pieza)	Carrera: 700 mm Velocidad de avance máxima: 40000 mm/min
Eje transversal (Dirección coaxial al eje del cabezal muela)	Carrera: 345 mm Velocidad de avance máxima: 4000 mm/min
Eje vertical	Carrera: 450 mm Velocidad de avance máxima: 3750 mm/min
Superficie máxima rectificable	300 x 600 mm

Tabla 5. Especificaciones técnicas de la rectificadora plana empleada en los ensayos

Por lo que respecta a las piezas empleadas en los ensayos, están fabricadas en acero AISI 1045 normalizado a 28 HRC cuya composición química se presenta en la Tabla 6. Éste es un acero medio en carbono fácilmente endurecible mediante tratamiento térmico y empleado, por ejemplo, en fabricación de elementos mecánicos como ejes, engranajes o árboles de levas. Así mismo, las piezas poseen las siguientes dimensiones: 100x40x20 mm.

C	Mn	Cr	Mo	Si	P	S
0,5	0,71	0	0	0,22	0,021	0,015

Tabla 6. Composición química del acero AISI 1045 empleado en los ensayos (concentraciones expresadas en porcentaje de masa de cada elemento químico).

**III.2.1.2. Equipamiento para la monitorización del proceso**

Para realizar el estudio de la relación entre la HPD y la energía por unidad de área, será necesario cuantificar el valor de este parámetro energético durante el proceso de rectificado de las piezas. Así, partiendo de la definición de  $E''_c$ , será necesario medir las siguientes magnitudes físicas: la potencia de corte, la velocidad de avance de la pieza  $v_w$  y la anchura de la muela comprometida en el corte  $b_s$ .

La potencia de corte, puede ser estimada mediante la recogida de la fuerza de corte proceso (fuerza tangencial) y teniendo en cuenta la Ec. 28. Además, ha de tenerse en cuenta que el valor de la fuerza normal también puede proporcionar información útil acerca del proceso. Por ejemplo, el cálculo de la relación entre la fuerza tangencial y la normal permite obtener una medida de la efectividad de eliminación de material en el proceso de corte.

Para llevar a cabo la medida de las fuerzas de corte, se ha utilizado un dinamómetro piezoeléctrico de tres componentes Kistler modelo 9257B (Fig. 104a). El sistema de adquisición se completa con un amplificador Kistler 5070A (Fig. 104b) y el software Dynoware® 2825A. Así mismo, el tratamiento de la señal se ha llevado a cabo utilizando el software Matlab®.



Fig. 104 Dinamómetro Kistler modelo 9257B (a) y amplificador Kistler 5070A (b).

En cuanto al valor de la velocidad de avance real de la pieza, éste se ha calculado empleando de la siguiente ecuación:

$$v_w = \frac{L_w}{\Delta t_w} \tag{Ec. 81}$$

En esta expresión  $L_w$  es la longitud de la pieza a rectificar en la dirección de avance (100 mm en el caso de las piezas seleccionadas) y  $\Delta t_w$  es el intervalo de tiempo en el que la pieza se encuentra en contacto con la muela. Este parámetro ha sido estimado experimentalmente a partir de las señales de fuerzas registradas en los ensayos considerando los instantes de tiempo en los que se produce la entrada y la salida de la muela en la pieza.

### III.2.1.3. Protocolo de ejecución de los ensayos de rectificado plano

El estudio de la relación entre  $E''_c$  y HPD se ha llevado a cabo a partir de la realización numerosos ensayos de grind-hardening. Cada uno de estos ensayos se ha efectuado siguiendo el mismo protocolo que será descrito a continuación:

- **Preparación de la pieza:** tras la sujeción de la pieza en la mordaza (ver Fig. 105) se ha llevado a cabo una operación de planeado con los parámetros de rectificado indicados en la Tabla 7. Este acondicionamiento previo, simple pero fundamental, resulta imprescindible para que durante la operación de grind-hardening la profundidad de pasada real sea lo más uniforme posible a lo largo de toda la pasada de rectificado.

Vel. de la muela $v_s$ (m/s)	Vel. de la pieza $v_w$ (mm/s)	Vel. de avance $v_f$ (mm/min)	Prof. de pasada $a_e$ (mm)
30	333	100	0,010

Tabla 7. Parámetros de rectificado empleados en el planeado realizado durante la etapa de preparación de las piezas.

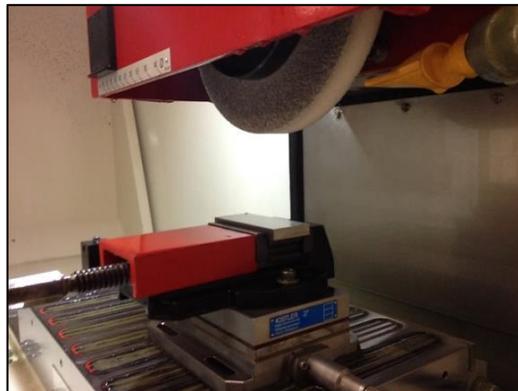


Fig. 105 Montaje experimental para realización de los ensayos de rectificado plano.

- **Realización de la operación de grind-hardening:** una vez planeada la pieza, la muela ha sido diamantada empleando un diamante monopunta y realizando 10 pasadas de  $20 \mu\text{m}$  con un overlap ratio  $U_d=10$ . Seguidamente, se ha llevado a cabo una pasada de rectificado plano en concordancia con los parámetros de mecanizado seleccionados para el ensayo correspondiente y empleando una anchura de muela de 10 mm (ver Fig. 106b). Durante la pasada de rectificado, se han registrado la fuerza tangencial y la fuerza normal empleando el sistema de monitorización que descrito en apartado anterior. Así mismo, es necesario señalar, que los ensayos se han llevado a cabo en seco con el objetivo de maximizar la HPD generada.

- **Medición de la profundidad de pasada real:** tras la realización de la pasada de grind-hardening, se ha procedido a la medición de la profundidad de real en el punto de la pieza en el que se analizará el valor de HPD generada. Para ello, se ha empleado un reloj comparador Mitutoyo modelo 543-450B cuyo soporte magnético se ha acoplado al bastidor del cabezal muela y cuyo émbolo se ha colocado perpendicular a la superficie planeada. La medida registrada ha sido la diferencia entre la lectura del comparador en el centro de la zona sin rectificar (posición A en la Fig. 106c) y la lectura en el centro de la superficie endurecida mediante grind-hardening (posición B en la Fig. 106c).

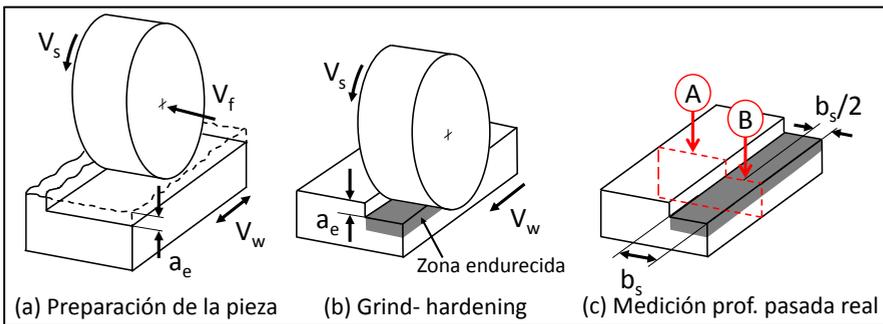


Fig. 106 Protocolo de ejecución para los ensayos de rectificado plano

- **Medición de ruido Barkhausen:** a continuación, se ha realizado una medición de ruido Barkhausen con el objetivo de estudiar la existencia de una correlación entre el valor RMS de la señal y la HPD generada. Para ello, se ha empleado el equipo comercial modelo Rollscan 300 de la compañía Stresstech junto con la sonda S1-16-12-01 (ver Fig. 107). En concreto, se ha registrado el valor RMS de los pulsos de la señal de ruido Barkhausen tras realizar un filtrado al ancho de banda 70-200 Hz.

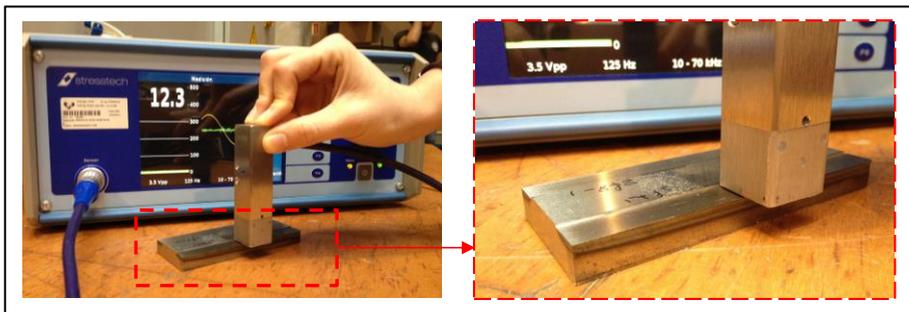


Fig. 107 Medición de la señal de ruido Barkhausen sobre una pieza plana.

- **Cuantificación de la HPD generada:** por último, se ha determinado la HPD empleando la metodología que se expone en el apartado III.2.1.4.

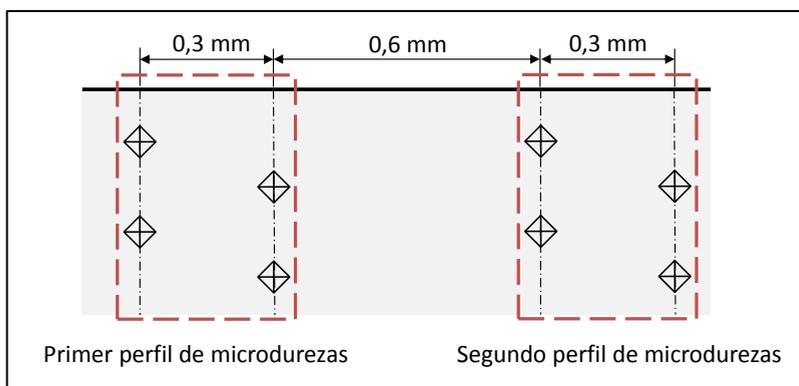
### **III.2.1.4. Cuantificación de la profundidad capa endurecida**

Tal y como se ha descrito en el apartado II.5.1, la HPD generada puede cuantificarse a partir de la determinación del perfil de microdurezas en una sección transversal a la capa endurecida. En concreto, el valor de la HPD queda determinado por la profundidad a la cual la pieza presente una dureza igual a 550 HV. No obstante, el estudio de la relación entre la  $E''_c$  y la HPD implicará la realización de numerosos ensayos de grind-hardening. Así pues, en este apartado, se estudiará la posibilidad de emplear una metodología basada en la toma de micrografías que permita estimar la HPD de forma más sencilla.

En primer lugar, se describirá el procedimiento a emplear para estimar la HPD tanto con la metodología basada en la medida de microdurezas como la basada en la toma de micrografías. A continuación, se llevarán a cabo varios ensayos de grind-hardening y se compararán los resultados obtenidos con ambos procedimientos. Además, dichos ensayos previos servirán para observar las zonas en las que la HPD generada varía y aquellas en las que ésta es uniforme. Así, a partir los resultados de estos ensayos, se establecerá la posición en la pieza en la que se estudiará la relación entre la  $E''_c$  y la HPD.

#### **III.2.1.4.1. Cuantificación de la profundidad de capa endurecida mediante medida de microdurezas.**

La determinación del perfil de microdurezas se ha llevado a cabo siguiendo el procedimiento establecido en la norma UNE-EN ISO 6507-1 para la realización del ensayo Vickers. Además, con el objetivo de aumentar la fiabilidad de los resultados, la medición del perfil de microdurezas se ha realizado por duplicado para cada zona a estudiar siguiendo el esquema mostrado en la Fig. 108. Todos los ensayos se han ejecutado empleando un microdurómetro automático motorizado Future-Tech FM-800 con una carga de 500-g (4900N).



*Fig. 108 Esquema de la disposición de los dos perfiles de microdureza ejecutados.*

### Capítulo III: Propuesta de una metodología para la predicción

---

Previamente a la realización de cada ensayo, se ha llevado a cabo una preparación de la zona a ensayar. En primer lugar, se ha extraído una muestra de la pieza a analizar para lo que se ha empleado una sierra metalográfica. A continuación, con el objetivo de facilitar los trabajos posteriores, la muestra ha sido encapsulada utilizando resina fenólica y una empastilladora Remet IPA 40 Evolution. Por último, la sección de cada muestra sobre la que se ha efectuado la medición de microdurezas ha sido pulida a espejo.

#### III.2.1.4.2. Cuantificación de la profundidad de capa endurecida mediante toma de micrografías.

Debido a que la dureza del material está directamente relacionada con la microestructura presente en éste, la cuantificación de la HPD puede realizarse mediante la obtención de la micrografía de una sección transversal a la zona endurecida. A continuación se presenta el protocolo que se ha seguido para estimar la HPD mediante esta técnica.

- **Preparación de la probeta:** en primer lugar, la muestra a estudiar ha sido pulida a espejo. No obstante, en los ensayos de comparación de ambas metodologías, este primer paso se ha omitido debido a que la sección a estudiar ya fue pulida a espejo antes de realizar los ensayos de microdurezas.
- **Ataque químico de la probeta:** el ataque químico del acero químicamente mediante un ácido disuelto en alcohol, agua u otros solventes permite hacer visibles las fases presentes en la microestructura del metal. Así pues, en este trabajo, las piezas han sido atacadas empleando una disolución de ácido nítrico en alcohol al 4% durante aproximadamente quince segundos.
- **Adquisición y medición de micrografía:** a continuación se ha obtenido una micrografía digital de la sección transversal a analizar y la profundidad de la zona endurecida (zona en la que se observa presencia de martensita) ha sido cuantificada mediante un software informático que permite realizar mediciones sobre la imagen obtenida. En concreto, esta tarea ha sido realizada empleando un microscopio digital Leica DCM 3D junto con una lente x20 y analizando, a continuación, la micrografía obtenida mediante el software LeicaMap®.

#### III.2.1.4.3. Selección de la metodología para la cuantificación de la profundidad de capa endurecida.

Con el objetivo de contrastar los valores de la HPD obtenidos con ambos procedimientos, se han llevado a cabo cuatro ensayos de grind-hardening con los parámetros de mecanizado mostrados en la Tabla 8. Cabe señalar que las condiciones de rectificado se han seleccionado de forma que se puedan generar valores de la HPD significativamente distintos. Así, en los tres primeros ensayos, se ha mantenido constante la velocidad de avance de la pieza mientras que la profundidad de pasada se ha aumentado progresivamente. De esta forma, a medida que se emplean profundidades de pasada

mayores, la potencia de corte aumentará y la HPD generada será mayor. Por lo que respecta al cuarto ensayo, se ha decidido emplear la mayor profundidad de pasada de las estudiadas en los tres anteriores y reducir la velocidad de avance a la mitad. Estas condiciones serán previsiblemente más agresivas que las de los tres ensayos anteriores y, por ello, podrá obtenerse una HPD aún mayor.

Nº de ensayo	Prof. pasada $a_e$ (mm)	Vel. avance $v_w$ (mm/s)	Vel. muela $v_s$ (m/s)
1	0,125	60	30
2	0,175	60	30
3	0,200	60	30
4	0,200	30	30

*Tabla 8 Condiciones de rectificado empleadas en los ensayos preliminares de grind-hardening.*

No obstante, antes de realizar una comparación entre las dos metodologías descritas en los apartados anteriores, se analizarán los posibles efectos transitorios que se pueden producir en la generación de la capa endurecida y se determinará el punto en el que se estudiará la relación entre  $E''_c$  y la HPD.

Tal y como se ha descrito en el estado del arte, durante la entrada y salida de la muela se producen procesos térmicos transitorios. En la fase de entrada, los puntos de la superficie que se encuentran en la zona de contacto van aumentando progresivamente su temperatura hasta alcanzar un estado estacionario (siempre y cuando la potencia generada sea aproximadamente constante). A la salida, sin embargo, se produce una acumulación del calor generado alcanzándose en esta zona temperaturas mayores a las del estacionario.

Con el objetivo de estudiar este efecto, se ha seccionado la pieza correspondiente al tercer ensayo en dirección longitudinal en el centro de la zona rectificada y, a continuación, se han tomado varias muestras en la zona de entrada de la muela, en el centro de la pieza y en la zona de salida de la muela (ver Fig. 109). Tal y como puede observarse en las micrografías obtenidas, en la zona de entrada de la muela se produce un aumento gradual de la HPD generada. En la zona central de la pieza, sin embargo, la HPD es aproximadamente constante y en la zona de salida la HPD aumenta ligeramente. Así pues, la relación entre  $E''_c$  y la HPD se estudiará en el centro de la pieza con el objetivo de evitar los posibles efectos térmicos transitorios.

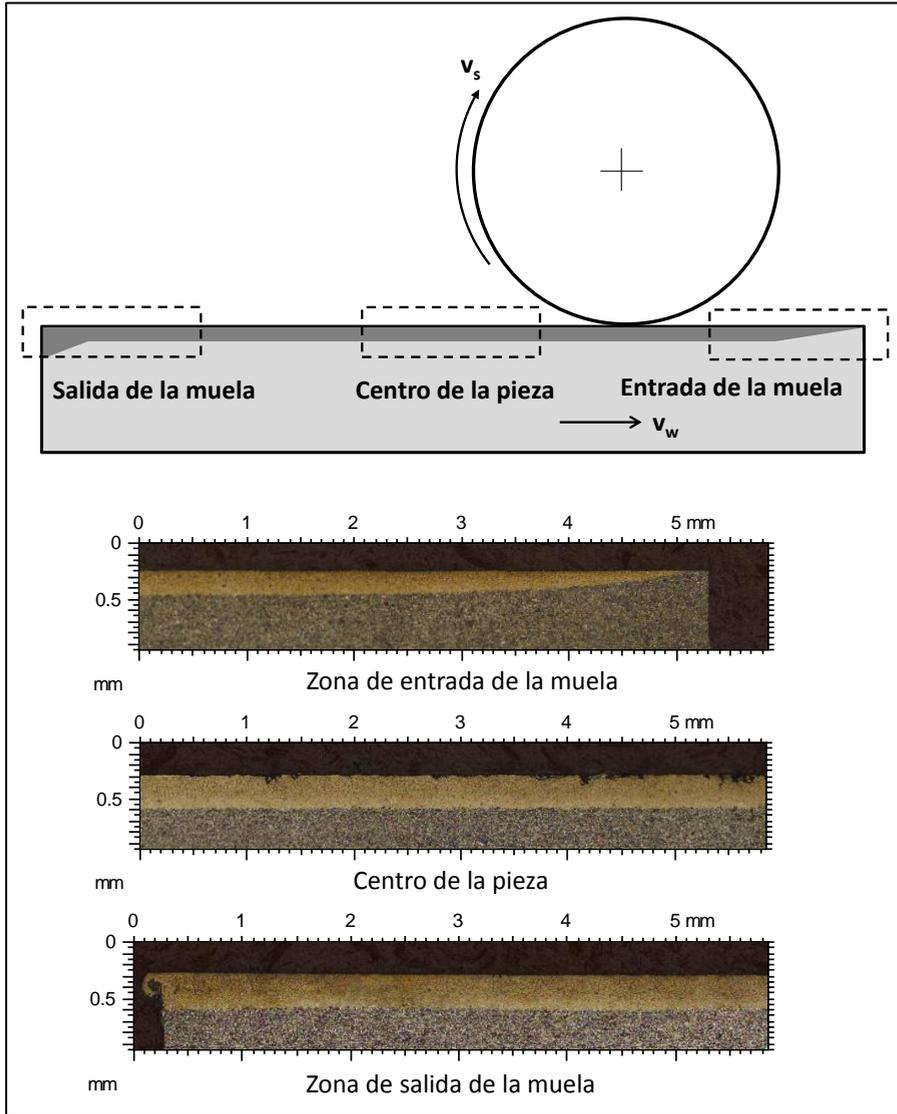


Fig. 109 Efectos transitorios en la generación de HPD en la dirección de avance de la pieza

Por otro lado, de cara a seleccionar el punto en el que se cuantificará la HPD, también resulta necesario estudiar su evolución en la dirección transversal a la dirección de avance de la pieza. Para ello, se ha estudiado una sección transversal de la pieza correspondiente al segundo ensayo. Tal y como puede observarse en la Fig. 110 en la zona más próxima a la parte de la pieza que no ha sido rectificada la HPD generada es menor mientras que en el resto de la zona endurecida, la HPD es aproximadamente constante. Ante este resultado, se ha decidido cuantificar la HPD en el centro de la zona endurecida pieza.

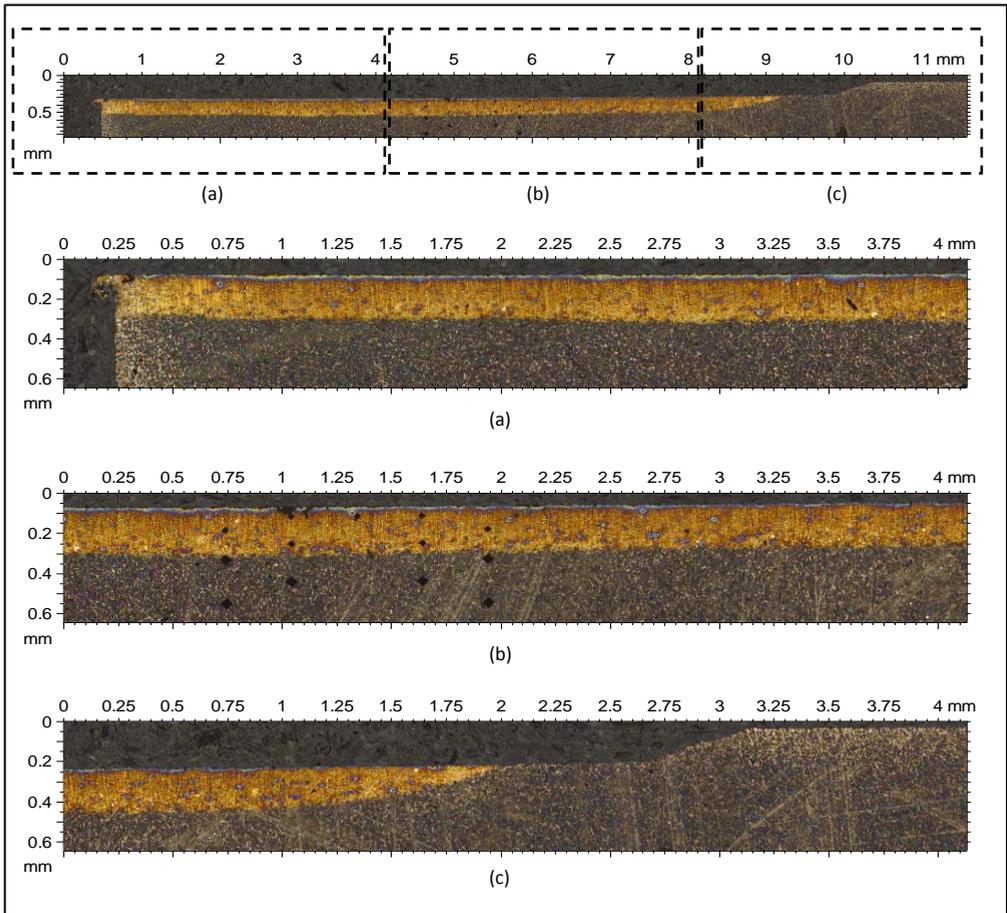


Fig. 110 Efectos transitorios en la generación de HPD en la dirección transversal al avance de la pieza

Seguidamente, se muestran los resultados de las medidas de HPD realizadas con ambos métodos. Las figuras Fig. 111, Fig. 113, Fig. 115, y Fig. 117 muestran las micrografías obtenidas para cada uno de los cuatro ensayos y, a continuación de cada una de éstas, se presentan las distribuciones de durezas correspondientes. Tal y como se ha descrito anteriormente, la medida de la HPD sobre las micrografías se ha realizado empleando el software LeicaMap® (indicado como “horizontal distance” en las imágenes). Por lo que respecta a las distribuciones de microdurezas, puede observarse cómo la dureza del material disminuye a medida que se consideran puntos más alejados de la superficie hasta alcanzar la dureza del material base. Este efecto se debe a que el grado de austenización alcanzado está disminuyendo y, como consecuencia, la fracción de martensita generada es menor. En este sentido, cabe señalar que en las micrografías puede distinguirse un aumento de la presencia de ferrita (de color blanco en las imágenes) a medida que se penetra en el interior de la pieza.

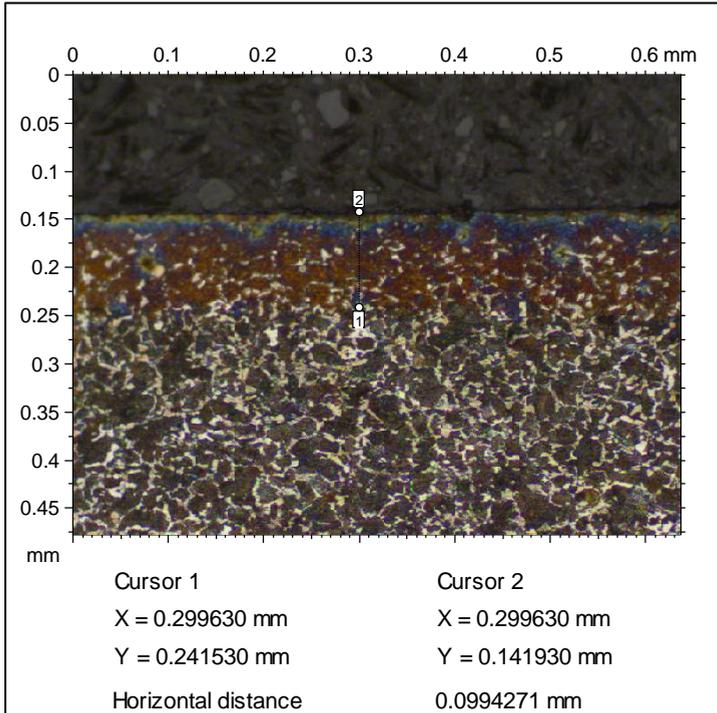


Fig. 111 Medida de profundidad de capa templada ( $a_e=125$  mm,  $V_w= 60$  mm/s)

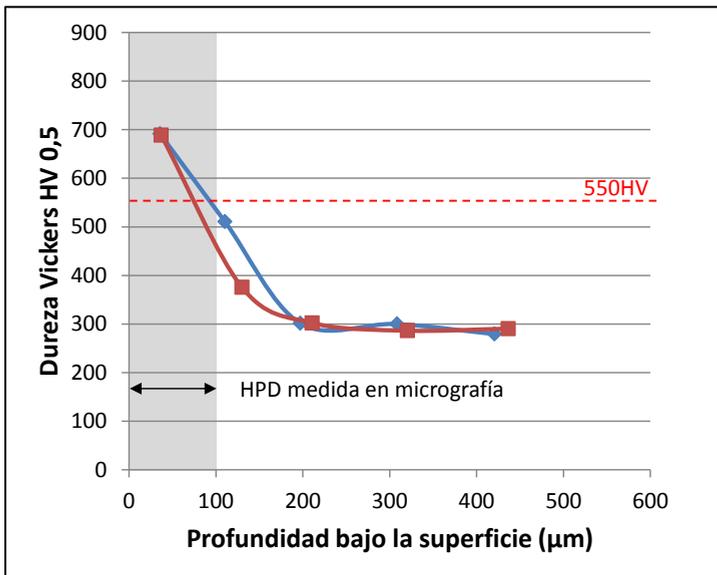


Fig. 112 Dureza del material a distintas profundidades bajo la superficie ( $a_e=125$  mm,  $V_w= 60$  mm/s)

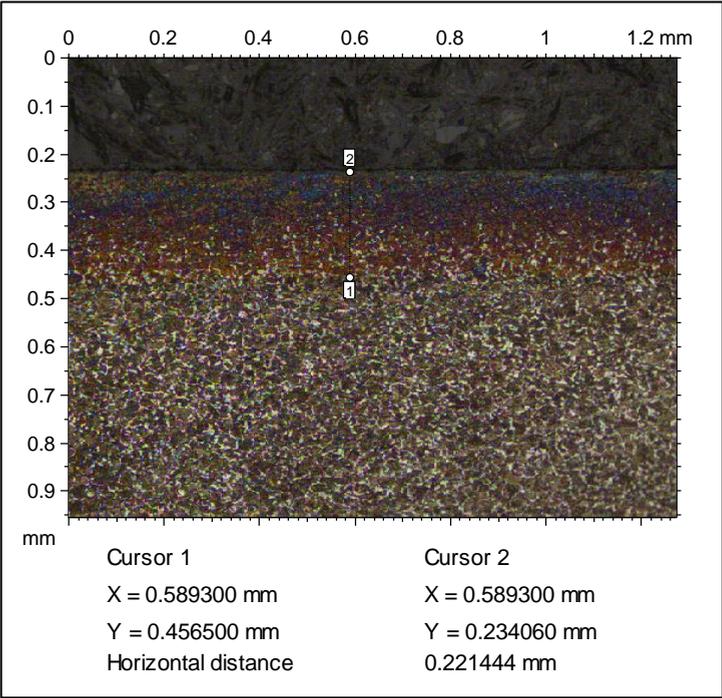


Fig. 113 Medida de profundidad de capa templada ( $a_e=175$  mm,  $V_w= 60$  mm/s)

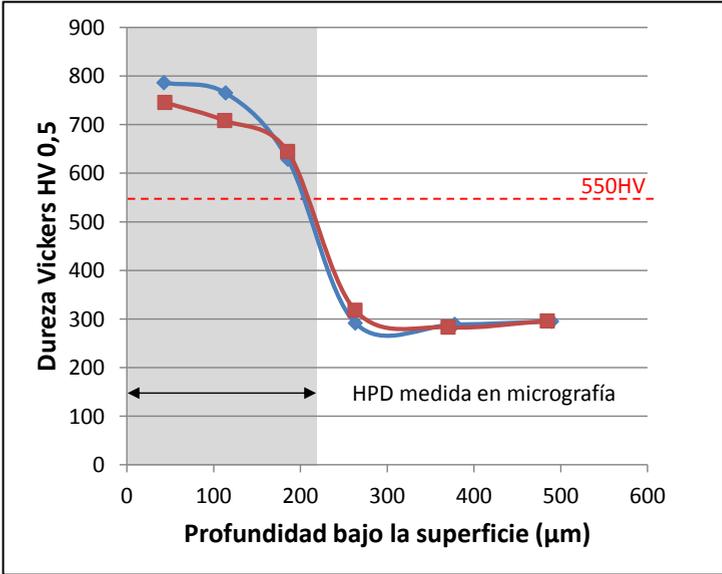


Fig. 114 Dureza del material a distintas profundidades bajo la superficie ( $a_e=175$  mm,  $V_w= 60$  mm/s)

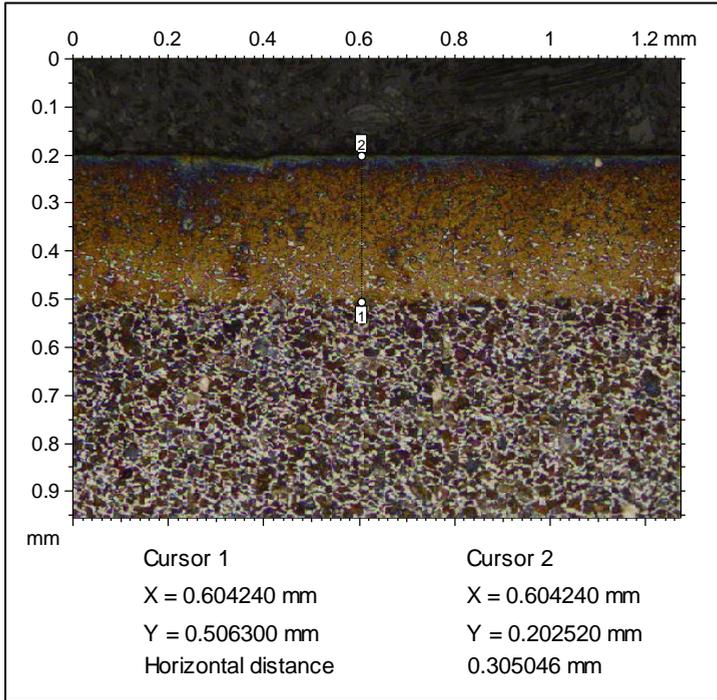


Fig. 115 Medida de profundidad de capa templada ( $a_e=200$  mm,  $V_w= 60$  mm/s)

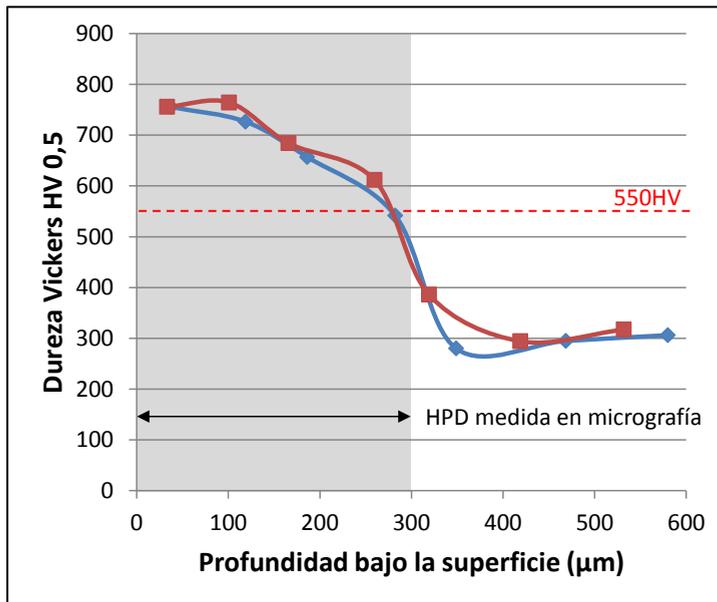


Fig. 116 Dureza del material a distintas profundidades bajo la superficie ( $a_e=200$  mm,  $V_w= 60$  mm/s)

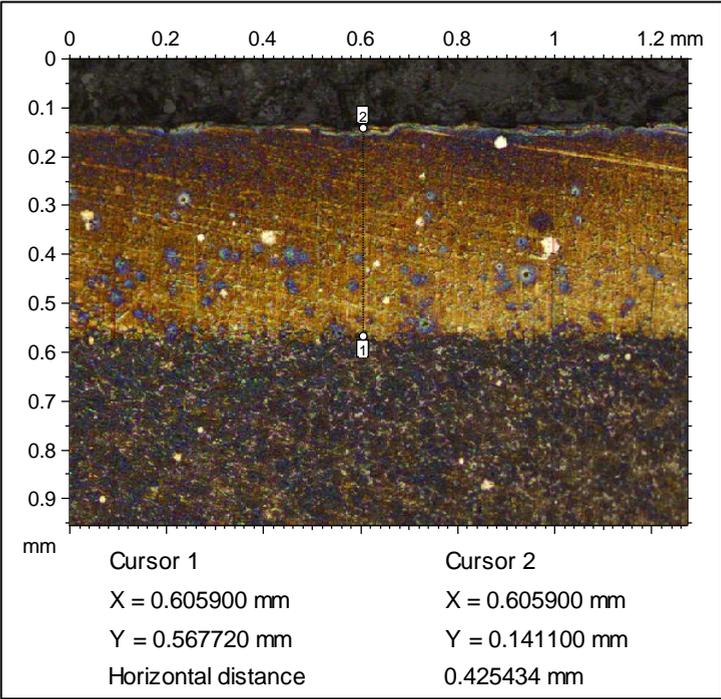


Fig. 117 Medida de profundidad de capa templada ( $a_e=200$  mm,  $V_w= 30$  mm/s)

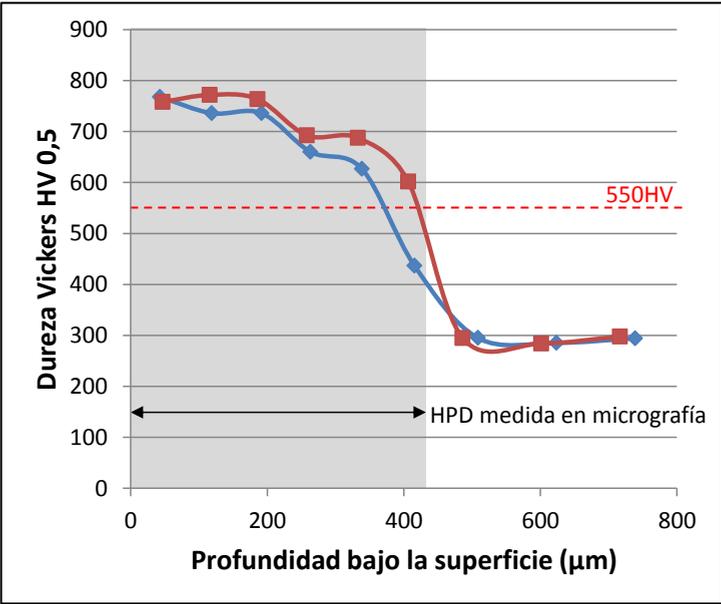


Fig. 118 Dureza del material a distintas profundidades bajo la superficie ( $a_e=200$  mm,  $V_w= 30$  mm/s)

En la Fig. 119 se muestran los valores de HPD obtenidos con las dos metodologías empleadas. Las medidas relativas a los perfiles de microdurezas se corresponden con el valor medio de los valores de HPD obtenidos con ambos perfiles. Cabe señalar que cada uno de estos valores se ha calculado mediante interpolación lineal considerando los puntos de la distribución con una dureza inmediatamente superior e inferior a 550 HV.

Tal y como se puede observar, los valores obtenidos con las dos metodologías son muy similares. No obstante, cabe indicar que el error relativo cometido al emplear la metodología basada en la toma de micrografías se encuentra en un intervalo comprendido entre 5% y 13%. Esta diferencia entre ambas metodologías podría deberse a dos aspectos. Por un lado, el hecho de que el valor de la HPD obtenida a partir de la medida de microdurezas sea siempre menor puede deberse a que el valor de 550 HV establecido en bibliografía no se corresponda exactamente con la dureza del material en la frontera de la zona endurecida. Por otro lado, ha de tenerse en cuenta que el mecanismo de posicionamiento del microdurómetro empleado posee una resolución máxima de 10  $\mu\text{m}$ .

A partir de estos resultados, se concluye que la metodología basada en la medida de micrografías puede tomarse como una alternativa a la basada en la determinación del perfil de microdurezas. Así pues, debido a su mayor simplicidad, esta metodología será empleada para cuantificar el valor de la HPD generada en los ensayos de grind-hardening que se llevarán a cabo en adelante.

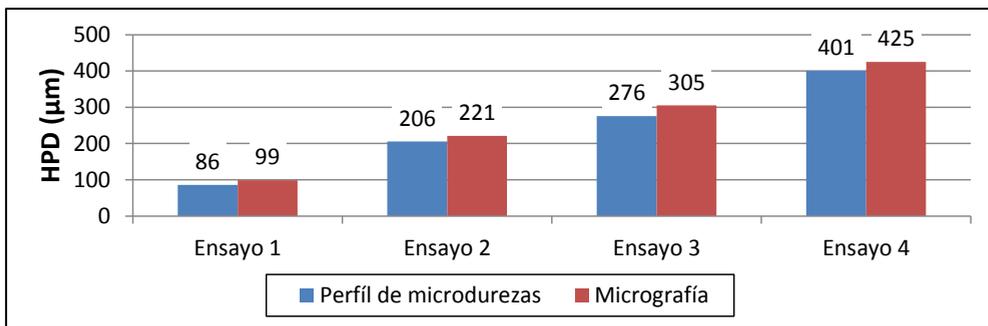


Fig. 119 Comparación de los valores de HPD obtenidos con las dos metodologías empleadas.

### III.2.2. Estudio experimental de la relación $E''_c$ -HPD durante el proceso de grind-hardening

En este apartado, se presentarán y se analizarán los resultados obtenidos en los ensayos experimentales de rectificado plano realizados con el objetivo de investigar la relación  $E''_c$ -HPD. Primeramente, se mostrarán los ensayos ejecutados con el objetivo de estudiar la existencia de una correspondencia unívoca entre  $E''_c$  y HPD así como su dependencia de los parámetros del proceso. A continuación, se presentarán los ensayos que se han llevado a

cabo con el propósito de investigar la relación entre alguna de las propiedades físicas del material a endurecer y las características de la relación  $E''_c$ -HPD.

### **III.2.2.1. Influencia de los parámetros del proceso**

#### **III.2.2.1.1. Influencia de los parámetros de mecanizado**

En primer lugar, se ha llevado a cabo un conjunto de ensayos con el objetivo de determinar la existencia de una correlación unívoca entre la energía por unidad de área y la profundidad de capa endurecida (conjunto de ensayos A, Tabla 9). En esta primera serie de ensayos, se ha descartado estudiar la influencia de la velocidad de giro de la muela o las condiciones de la operación de diamantado ya que estos parámetros no son habitualmente variados durante las operaciones de rectificadas. No obstante, su influencia será abordada más adelante.

Así pues, en la primera serie de experimentos únicamente se ha variado la velocidad de avance de la mesa y la profundidad de pasada (ver Tabla 9). Es preciso señalar, que las combinaciones de estos dos parámetros han sido seleccionadas con dos objetivos. En primer lugar, para poder generar un rango de valores de energía por unidad de área que permita analizar la relación entre este parámetro y la HPD generada. Por otro lado, se han empleado condiciones de rectificadas mediante las cuales no se genera capa endurecida de manera que sea posible observar la región de valores de  $E''_c$  frontera a partir de los cuales comienza a producirse el proceso de grind-hardening. En cuanto a los parámetros del proceso restantes, se ha empleado una velocidad de giro de muela de 30 m/s y, antes de cada operación de grind-hardening, la muela ha sido diamantada realizando 10 pasadas de 20  $\mu\text{m}$  y con un overlap ratio  $U_d=10$ . Además, con el objetivo de observar la repetitividad del valor de la HPD generada, se han llevado a cabo tres ensayos con cada combinación de parámetros (señalados con las letras A, B y C en la Tabla 9).

Se ha descartado emplear una técnica de diseño de experimentos ya que se ha pretendido obtener un rango de valores de  $E''_c$  de forma controlada. En este sentido, es necesario considerar que  $E''_c$  es un parámetro de salida y no un parámetro de entrada. Por otro lado, en la definición de las combinaciones de parámetros a estudiar, se ha tenido en cuenta las prestaciones de la máquina y los ensayos se han realizado comenzando con las condiciones menos agresivas hasta llegar a las condiciones más agresivas.

Capítulo III: Propuesta de una metodología para la predicción

Caso	$v_w$ , teórico (mm/s)	$a_e$ , teórico (mm)	$v_w$ , real (mm/s)	$a_e$ , real (mm)	$h_{eq}$ (nm)	$e_c$ (J/mm <sup>3</sup> )	$E''_c$ (J/mm <sup>2</sup> )	HPD ( $\mu$ m)	
1	A	100	0,070	88	0,070	206	39,2	2,7	0
	B	100	0,070	92	0,086	263	33,0	2,8	0
	C	100	0,070	92	0,086	263	36,4	3,1	0
2	A	60	0,100	60	0,100	194	35,5	3,8	0
	B	60	0,100	56	0,105	194	39,6	4,2	0
	C	60	0,100	56	0,103	191	48,2	5,0	60
3	A	60	0,125	55	0,132	243	38,9	5,1	73
	B	60	0,125	55	0,132	242	39,3	5,2	80
	C	60	0,125	56	0,126	233	45,3	5,7	100
4	A	45	0,140	41	0,159	220	36,8	5,9	87
	B	45	0,140	42	0,159	221	43,0	6,8	138
	C	45	0,140	41	0,170	231	42,6	7,2	171
5	A	60	0,175	55	0,166	302	44,6	7,4	233
	B	60	0,175	55	0,175	319	44,2	7,7	221
	C	60	0,175	51	0,173	296	47,3	8,2	260
6	A	60	0,200	54	0,194	351	43,5	8,4	272
	B	60	0,200	54	0,220	399	41,4	9,1	305
	C	60	0,200	54	0,220	396	42,1	9,3	284
7	A	25	0,160	23	0,185	141	57,0	10,5	349
	B	25	0,160	23	0,171	131	62,4	10,7	351
	C	25	0,160	23	0,204	158	58,9	12,0	433
8	A	30	0,200	28	0,234	215	48,3	11,3	404
	B	30	0,200	28	0,240	222	45,0	10,8	352
	C	30	0,200	27	0,242	220	50,2	12,1	425

Tabla 9 Condiciones de rectificado empleadas para estudiar la influencia de la profundidad de pasada y la velocidad de avance en la correlación  $E''_c$ -HPD. (Conjunto de ensayos A)

La Fig. 120 muestra la correlación entre  $E''_c$  y HPD para el acero AISI 1045 en el rango de parámetros estudiados (conjunto de ensayos A). Los resultados sugieren que existe una relación lineal entre la energía por unidad de área y la profundidad de capa endurecida que es independiente de la combinación de velocidad de avance y profundidad de pasada seleccionada. Así mismo, puede observarse que si se genera una energía por unidad de área inferior a 4 J/mm<sup>2</sup> no se producirá endurecimiento alguno en la pieza.

En este sentido, cabe señalar, que para justificar de forma estadística que la relación  $E''_c$ -HPD no depende de la profundidad de pasada ni de la velocidad de avance sería necesario

obtener el mismo valor de  $E''_c$  con distintas combinaciones de estos dos parámetros. Esta tarea resultaría muy costosa ya que  $E''_c$  es un parámetro de salida del proceso.

Llegados a este punto, merece la pena remarcar que los parámetros necesarios para estimar on-line el valor  $E''_c$  pueden medirse de forma sencilla. Por un lado, la potencia de corte puede registrarse a partir de la potencia consumida por el cabezal de la muela, mientras que el valor de la velocidad de avance real podría obtenerse a partir de los registros del encoder lineal de eje asociado a dicho movimiento. Por lo tanto,  $E''_c$  podría ser un parámetro útil de cara a realizar un control en lazo cerrado de la HPD que está siendo generada en cada instante. En este sentido, la variación on-line de la velocidad de giro de la muela y/o de la velocidad de avance de la pieza podría permitir obtener una capa endurecida del mismo espesor a lo largo de toda la pieza rectificada.

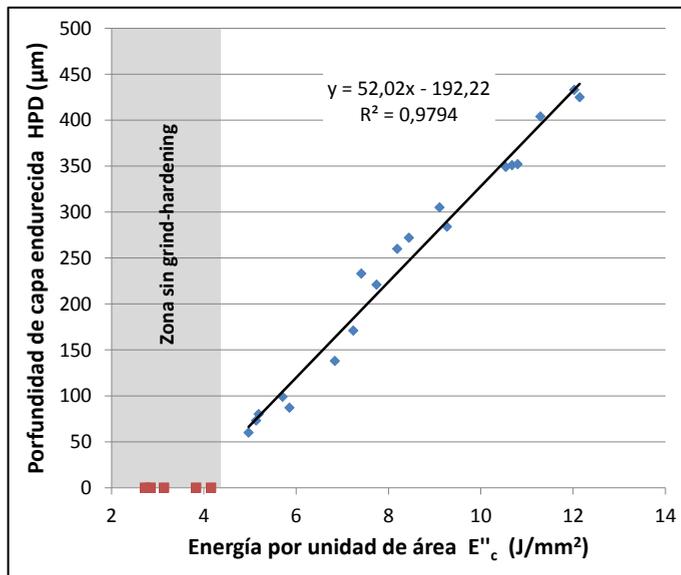


Fig. 120 Correlación entre la energía por unidad de área y la profundidad de capa templada para el acero AISI 1045. (Conjunto de ensayos A).

Una vez observado que la relación  $E''_c$ -HPD es independiente de la velocidad de avance y la profundidad de pasada seleccionadas, se ha procedido a investigar la influencia de la velocidad de giro de la muela y de las condiciones de diamantado. En este sentido, cabe destacar que en anteriores trabajos se ha señalado que estos dos aspectos podrían afectar a la fracción de calor evacuada hacia la pieza [Han62, Guo92] y, como consecuencia, la HPD generada para un determinado valor de  $E''_c$  podría variar.

Con el objetivo de estudiar la influencia de la velocidad de giro de la muela, se han repetido aquellos casos en los que se ha observado la existencia de capa endurecida (casos 2-8 de la

**Capítulo III: Propuesta de una metodología para la predicción**

Tabla 9) utilizando una velocidad de giro de muela de 23 m/s. En esta segunda serie, se han llevado a cabo dos ensayos con cada combinación de parámetros (señalados con las letras A y B en la Tabla 10).

Caso	$v_{w,teórico}$ (mm/s)	$a_{e,teórico}$ (mm)	$v_{w,real}$ (mm/s)	$a_{e,real}$ (mm)	$h_{eq}$ (nm)	$e_c$ (J/mm <sup>3</sup> )	$E''_c$ (J/mm <sup>2</sup> )	HPD (μm)	
2	A	60	0,100	56	0,109	265	48,0	5,2	102
	B	60	0,100	55	0,109	260	45,2	4,9	61
3	A	60	0,125	58	0,124	313	38,0	4,7	41
	B	60	0,125	50	0,125	272	49,1	6,1	105
4	A	45	0,140	41	0,150	268	44,7	6,7	160
	B	45	0,140	43	0,150	278	48,1	7,2	192
5	A	60	0,175	54	0,186	440	39,4	7,3	205
	B	60	0,175	55	0,189	452	41,4	7,8	198
6	A	60	0,200	54	0,201	470	40,0	8,0	212
	B	60	0,200	55	0,210	499	41,1	8,6	235
7	A	25	0,160	23	0,200	199	54,2	10,8	358
	B	25	0,160	23	0,193	196	57,3	11,1	354
8	A	30	0,200	27	0,236	280	46,9	11,1	392
	B	30	0,200	28	0,225	270	51,8	11,7	390

Tabla 10 Condiciones de rectificado empleadas para estudiar la influencia de la velocidad de giro de la muela en la correlación  $E''_c$ -HPD. (Conjunto de ensayos B)

La Fig. 121 muestra la relación entre  $E''_c$  y HPD para el acero AISI 1045 tanto para los ensayos con velocidad de giro de muela de 30 m/s como para aquellos con una velocidad de 23 m/s. Tal y como puede observarse, los resultados sugieren que la relación  $E''_c$ -HPD es independiente de todos los parámetros de rectificado ( $a_e$ ,  $v_w$  y  $v_s$ ) en el intervalo de valores de  $E''_c$  estudiado. Además, cabe señalar, que si emplea la correlación obtenida para la 30 m/s para estimar la HPD en los ensayos con una velocidad de 23 m/s el error relativo promedio es inferior al 10%.

Ante este resultado, cabe preguntarse si la correlación entre  $E''_c$  y la HPD generada también puede observarse en los resultados de otros trabajos de grind-hardening. Así, por ejemplo, si se toman los datos de la investigación llevada a cabo por Brockhoff [Bro99], pueden distinguirse dos zonas diferenciadas. Hasta un valor de en torno a 150 J/mm<sup>2</sup> la correlación  $E''_c$ -HPD es lineal y, a partir de dicho valor, el valor de la HPD es inferior al esperado (ver Fig. 122). Este mismo efecto puede observarse si se consideran los datos de los ensayos realizados por Wilke [Wil08] (ver Fig. 123).

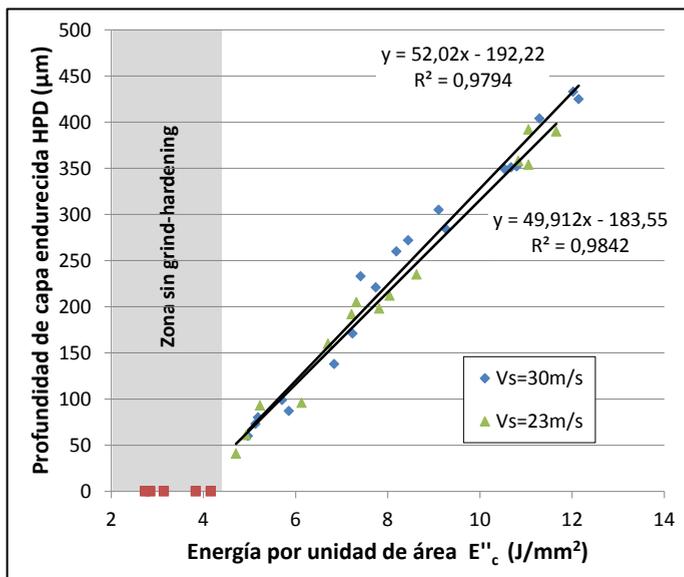


Fig. 121 Correlación entre la energía por unidad de área y la profundidad de capa templada para el acero AISI 1045. (Conjunto de ensayos A y B).

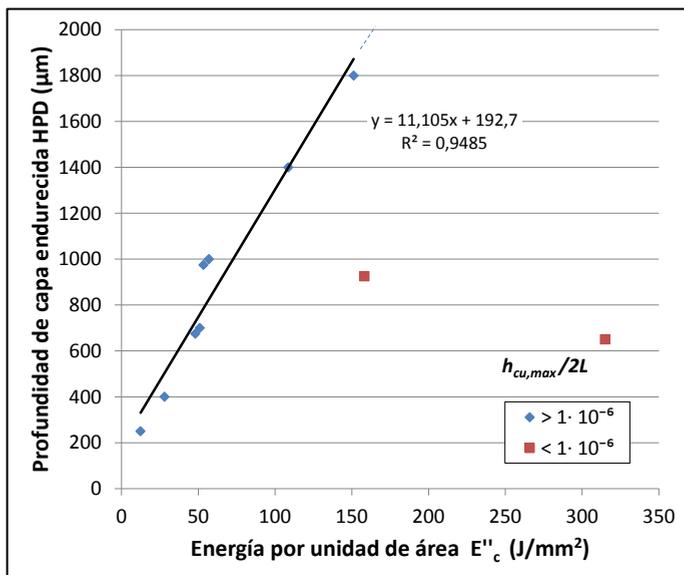


Fig. 122 Efecto del espesor de viruta en la correlación entre la energía por unidad de área y la profundidad de capa templada. Datos tomados de [Bro99].

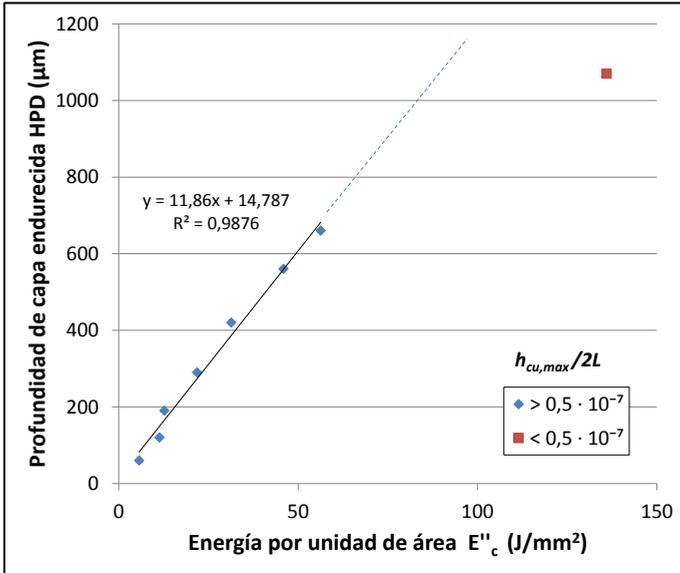


Fig. 123 Efecto del espesor de viruta en la correlación entre la energía por unidad de área y la profundidad de capa templada. Datos tomados de [Wil08].

El origen de este fenómeno podría estar provocado por un cambio en la porción de energía calorífica que es evacuada hacia la pieza. En este sentido, en un estudio reciente, García et al. [Gar14] han observado que si se disminuye el espesor de viruta por debajo de un valor límite, se produce un descenso en la cantidad de calor evacuada hacia la pieza.

Ante este resultado, los autores plantean la hipótesis de que este descenso estaría provocado por un cambio en la etapa predominante durante el proceso de generación de la viruta. Así, García et al. proponen que, en aquellos casos en los que el espesor de viruta se encuentra por debajo de dicho valor límite, la etapa de *ploughing* es predominante. Bajo estas condiciones, una gran parte de la energía es consumida en la deformación plástica del material y, por lo tanto, la hipótesis de que aproximadamente toda la energía consumida es transformada en calor no sería correcta. Por el contrario, para valores superiores al espesor de viruta límite, los granos eliminarán el material por cizalladura, las deformaciones plásticas serán menos importantes y la energía consumida se transformará en calor.

La comprobación de la hipótesis planteada por García et al. requiere de la cuantificación del espesor de viruta. Para ello, se considerará el valor del espesor de viruta máximo  $h_{cu,max}$  (Ec. 4). En este sentido, se ha de tener en cuenta que el valor del espesor de viruta equivalente  $h_{eq}$  podría no representar correctamente la transición comentada previamente ya que este parámetro está relacionado con el volumen de viruta medio arrancado por cada grano.

En el caso en el que tanto las características de la muela como las condiciones de diamantado permaneciesen invariables, el valor del espaciado entre granos  $L$  puede tomarse como una constante. Bajo estas condiciones, el número adimensional  $h_{cu,max}/2L$  representará la influencia de los parámetros de rectificado en el valor del espesor de viruta máximo  $y$ , por ello, se empleará este parámetro para estudiar si el cambio en la relación  $E''_c$ -HPD puede estar provocado por cambio en la etapa de generación de la viruta predominante.

Así pues, tras calcular los valores del número adimensional  $h_{cu,max}/2L$  para los ensayos de Brockhoff y Wilke se ha observado que en ambas investigaciones existe un valor límite de este parámetro a partir del cual la relación  $E''_c$  - HPD deja de ser lineal y la HPD comienza a ser inferior a la esperada (ver Fig. 122 y Fig. 123 ).

A partir de este resultado, se concluye que el cambio en la etapa predominante durante la generación de la viruta puede ser el origen de varios efectos sin explicación que han sido comentados en el al analizar los trabajos de Brockhoff [Bro99] y Wilke [Wil08].

Por un lado, si se consideran los resultados de los ensayos realizados por Brockhoff con profundidad de pasada constante (ver Fig. 66), puede verse cómo al reducir la velocidad de avance la HPD disminuye repentinamente. Bajo estas condiciones, el espesor de viruta se estaría reduciendo progresivamente  $y$ , al sobrepasar el espesor de viruta frontera, la fracción de calor evacuada hacia la pieza se reduciría. Ésta sería la razón del cambio observado en la tendencia de la HPD.

Por otro lado, si se toman los resultados de los ensayos realizados por Wilke (Fig. 68), este mismo efecto también explicaría el hecho de que deje de endurecerse la pieza al aumentar la profundidad de pasada. En este caso, los ensayos se llevan a cabo manteniendo el caudal de viruta específico constante  $y$ , al aumentar la profundidad de pasada, se está reduciendo el espesor de viruta. Además, a medida que se emplean caudales específicos de viruta menores, el valor del espesor de viruta límite se producirá a profundidades de pasada más pequeñas. Así pues, ésta sería la razón por la cual la desaparición del endurecimiento se produce antes para los ensayos con  $3 \text{ mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$  que para los de  $8 \text{ mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ .

Llegados a este punto, se ha de tener en cuenta, que para poder endurecer la pieza hasta la profundidad requerida, será necesario seleccionar una combinación de parámetros de rectificado ( $a_e, v_w$  y  $v_s$ ) que permita generar la  $E''_c$  objetivo. Así pues, antes de continuar con el análisis del efecto del diamantado, se va a estudiar si es posible estimar la  $E''_c$  que será generada con una combinación de parámetros determinada.

Si se considera la Ec. 33, puede observarse cómo la energía por unidad de área  $E''_c$  dependerá de tres factores: la fuerza tangencial generada  $F_t$ , la velocidad de giro de la

### Capítulo III: Propuesta de una metodología para la predicción

---

muela  $v_s$  y la velocidad de avance de la pieza  $v_w$ . No obstante, la determinación de la relación entre el valor de la fuerza tangencial y los parámetros de rectificado ( $a_e$ ,  $v_w$  y  $v_s$ ) es una tarea compleja que requiere de la realización de números ensayos experimentales. Este hecho se debe a que no existe un modelo teórico ampliamente aceptado por la comunidad científica que permita representar esta correlación.

Sin embargo, como se verá a continuación, la estimación de la  $E''_c$  que será generada se facilitará notablemente si se trabaja en condiciones en las que la energía específica es aproximadamente constante. Así pues, si se considera la definición de la energía específica (Ec. 26Ec. 28), el valor de la relación entre la fuerza tangencial y los parámetros de rectificado podrá representarse a partir de la siguiente expresión:

$$F_t = e_c \cdot \frac{b_s \cdot a_e \cdot v_w}{v_s} \quad \text{Ec. 82}$$

Y, sustituyendo este valor en la Ec. 33, el valor de  $E''_c$  podrá ser obtenido de la siguiente forma:

$$E''_c = \frac{F_t \cdot v_s}{b_s \cdot v_f} = e_c \cdot \frac{b_s \cdot a_e \cdot v_f}{v_s} \cdot \frac{v_s}{b_s \cdot v_f} = e_c \cdot a_e \quad \text{Ec. 83}$$

Por lo tanto, en el caso en el que la energía específica sea aproximadamente constante, la energía por unidad de área dependerá principalmente de la profundidad de pasada seleccionada y la correlación entre ambos parámetros será lineal. Así pues, a continuación se estudiará bajo qué condiciones la energía por unidad de área permanecerá constante ya que así podrá estimarse de forma sencilla la  $E''_c$  que será generada.

En este sentido, en la revisión del estado del arte se ha observado que existe una relación entre la energía específica y el espesor de viruta equivalente. Además, el valor de la energía específica generada desciende a medida que se aumenta el espesor de viruta equivalente hasta aproximarse asintóticamente a un valor constante (ver Fig. 20).

A partir de lo expuesto hasta ahora, puede señalarse que la energía específica será aproximadamente constante en las siguientes dos situaciones: en el caso en el que se trabaje en la zona de espesores de viruta equivalentes elevados o si se emplean condiciones en las que el espesor de viruta equivalente no varía. Así pues, en ambos casos, la relación entre la energía por unidad de área  $E''_c$  y la profundidad de pasada  $a_e$  ha de ser lineal.

La primera de las dos situaciones planteadas (espesores de viruta equivalentes elevados), puede observarse en los ensayos que se han llevado a cabo a fin de estudiar la relación  $E''_c$ –HPD (Tabla 9 y Tabla 10). Así, en la Fig. 124 se muestran los valores de  $E''_c$  en función de la profundidad de pasada empleada  $a_e$  para aquellos ensayos en los que el espesor de viruta

equivalente es superior a 200 nm. Tal y se puede observar, la correlación entre ambos parámetros es aproximadamente lineal.

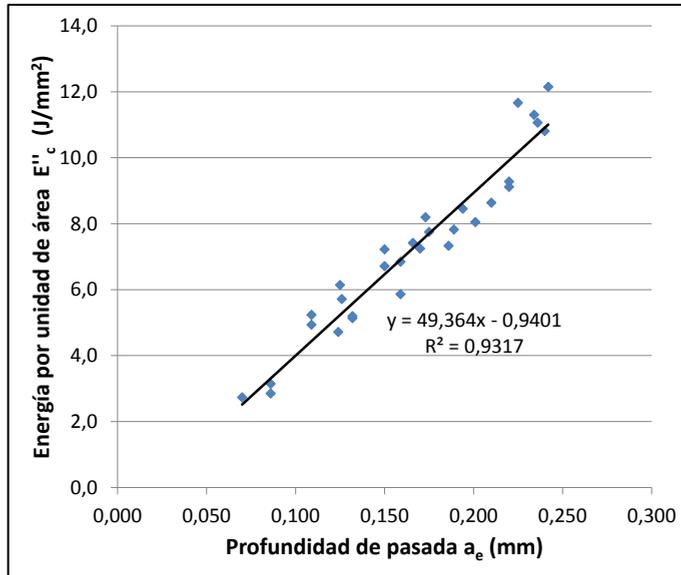


Fig. 124 Relación entre la profundidad de pasada y la energía por unidad de área para los ensayos de con un espesor de viruta equivalente superior a 200 nm (Conjunto de ensayos A y B).

El segundo caso (espesor de viruta equivalente constante), puede observarse en los resultados de los ensayos experimentales llevados a cabo por Föckerer et al. [Föc12] y Wilke [Wil08]. En ambos trabajos, los autores realizan varias series de ensayos en los que tanto el caudal de viruta específico como la velocidad de giro de la muela permanecen constantes y, por consiguiente, el espesor de viruta equivalente tampoco variará. En las siguientes imágenes (Fig. 125 y Fig. 126) puede observarse la relación  $a_e$ - $E''_c$  para varios conjuntos de ensayos en los que el valor del espesor de viruta equivalente permanece aproximadamente constante. Tal y como puede observarse, la energía por unidad de área aumenta linealmente con la profundidad de pasada. Además, cabe señalar que la pendiente de esta relación disminuirá a medida que se aumenta el espesor de viruta equivalente. Este hecho se debe a que el valor de dicha pendiente será aproximadamente igual a la energía específica (ver Ec. 83) y su valor disminuirá a medida que se empleen espesores de viruta mayores.

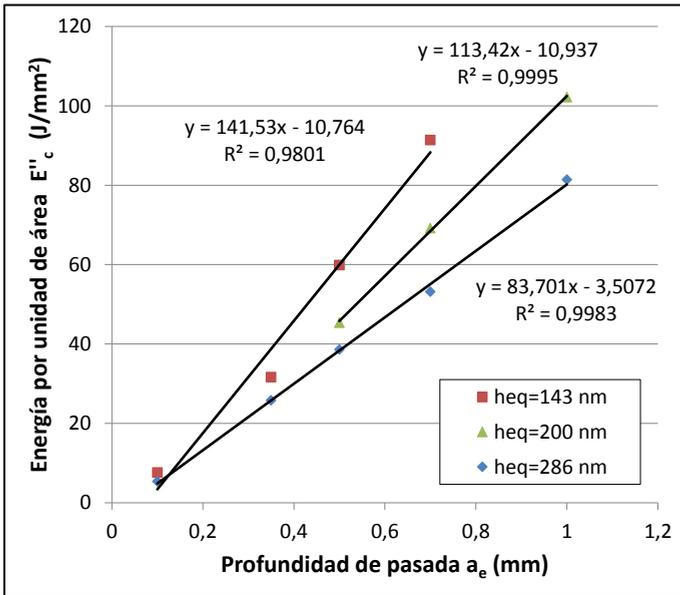


Fig. 125 Evolución de la energía por unidad de área con la profundidad de pasada para ensayos realizados con espesor de viruta equivalente constante. Calculado a partir de datos de [Föc12].

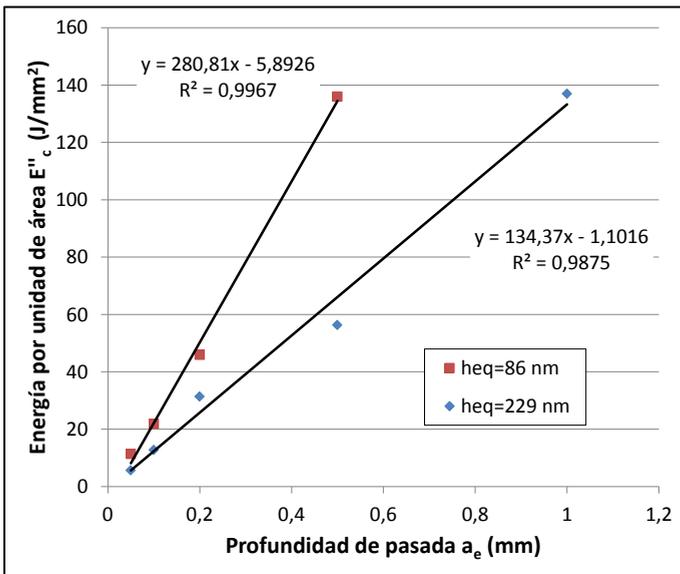


Fig. 126 Evolución de la energía por unidad de área con la profundidad de pasada para ensayos realizados con espesor de viruta equivalente constante. Calculado a partir de datos de [Wil08].

### III.2.2.1.2. Influencia de los parámetros de diamantado

En el apartado anterior, se ha observado que la correlación entre  $E''_c$  y la HPD generada es unívoca, independiente de los parámetros de mecanizado y lineal para un rango de parámetros de rectificado. A continuación se ha estudiado la influencia de las condiciones de diamantado de la muela en dicha relación.

Con este objetivo, se han llevado a dos series de ensayos más con condiciones de diamantado diferentes (ver Tabla 10 y Tabla 12). Así, en la primera serie, se utilizó un overlap ratio  $U_d=2$  (asociado a condiciones de diamantado groseras) y en la segunda serie un overlap ratio  $U_d=4$  (asociado a condiciones de diamantado convencionales). Cabe indicar, que en estas dos nuevas series de ensayos, se ha empleado una velocidad de giro de muela de 30 m/s. De esta forma, los resultados pueden ser comparados con los obtenidos previamente con unas condiciones de diamantado fino ( $U_d=10$ ) (Tabla 9).

Cabe señalar, que las condiciones de los ensayos con  $U_d=2$  y  $U_d=4$  se han seleccionado con el objetivo de obtener valores de  $E''_c$  similares a los obtenidos con  $U_d=10$ . En este sentido, se ha de tener en cuenta, que si se empleasen las mismas combinaciones de parámetros de mecanizado ( $a_e$ ,  $v_w$  y  $v_s$ ) y se disminuyera el valor del overlap ratio  $U_d$ , los valores de fuerza tangencial y de  $E''_c$  serían menores. Esta disminución de la fuerza tangencial está provocada por el hecho de que, tras diamantar con un overlap ratio más bajo, la muela se encuentra más abierta y la viruta puede ser generada con mayor facilidad. Partiendo de esta consideración, se han empleado profundidades de pasada mayores a las utilizadas en los ensayos  $U_d=10$  (conjunto de ensayos A) de manera que las  $E''_c$  generadas sean comparables.

Capítulo III: Propuesta de una metodología para la predicción

$V_{w,teórico}$ (mm/s)	$a_{e,teórico}$ (mm)	$V_{w, real}$ (mm/s)	$a_{e, real}$ (mm)	$h_{eq}$ (nm)	$e_c$ (J/mm <sup>3</sup> )	$E''_c$ (J/mm <sup>2</sup> )	HPD (μm)
60	0,150	55	0,161	293	36,2	5,8	85
60	0,150	55	0,158	291	37,8	6,0	122
60	0,175	54	0,180	326	35,3	6,4	135
60	0,175	55	0,181	332	36,8	6,7	165
45	0,200	41	0,216	293	38,6	8,3	220
60	0,250	54	0,260	466	32,8	8,5	238
45	0,200	41	0,220	303	38,9	8,6	260
60	0,250	54	0,267	484	33,9	9,0	272
60	0,275	53	0,283	504	32,1	9,1	241
60	0,275	54	0,287	517	32,5	9,3	278
30	0,225	27	0,265	241	43,9	11,6	383
30	0,225	27	0,264	241	46,6	12,3	410
25	0,200	23	0,264	200	50,4	13,3	507
25	0,250	23	0,320	244	49,3	15,8	595

Tabla 11 Condiciones de rectificado empleadas para estudiar el efecto del diamantado en la correlación  $E''_c$  - HPD. (Conjunto de ensayos C, Ud=4).

$V_{w,teórico}$ (mm/s)	$a_{e,teórico}$ (mm)	$V_{w, real}$ (mm/s)	$a_{e, real}$ (mm)	$h_{eq}$ (nm)	$e_c$ (J/mm <sup>3</sup> )	$E''_c$ (J/mm <sup>2</sup> )	HPD (μm)
25	0,160	23	0,180	139	33,48	6,0	0
60	0,250	54	0,263	474	26,38	6,9	50
60	0,250	54	0,262	475	27,18	7,1	123
60	0,275	54	0,285	511	25,45	7,3	61
60	0,275	53	0,284	506	26,67	7,6	122
60	0,300	53	0,314	560	27,16	8,5	155
45	0,300	40	0,320	430	28,13	9,0	175
60	0,350	53	0,354	628	26,37	9,3	190
45	0,300	41	0,323	438	29,25	9,5	174
60	0,350	53	0,354	624	26,75	9,5	170
60	0,325	53	0,370	660	26,99	10,0	217
30	0,400	27	0,445	398	31,68	14,1	365
30	0,400	26	0,527	465	31,20	16,4	450

Tabla 12 Condiciones de rectificado empleadas para estudiar el efecto del diamantado en la correlación  $E''_c$  - HPD. (Conjunto de ensayos D, Ud=2).

La Fig. 120 muestra los valores de HPD obtenidos junto con las  $E''_c$  generadas para los ensayos con distintas condiciones de diamantado. De nuevo, los resultados confirman que si las condiciones de diamantado se mantienen constantes, la correlación  $E''_c$ -HPD es unívoca, lineal e independiente de la profundidad de pasada y la velocidad de avance seleccionadas. No obstante, para un valor concreto de  $E''_c$ , la HPD generada es menor para aquellos ensayos en los que se ha empleado unas condiciones de diamantado groseras.

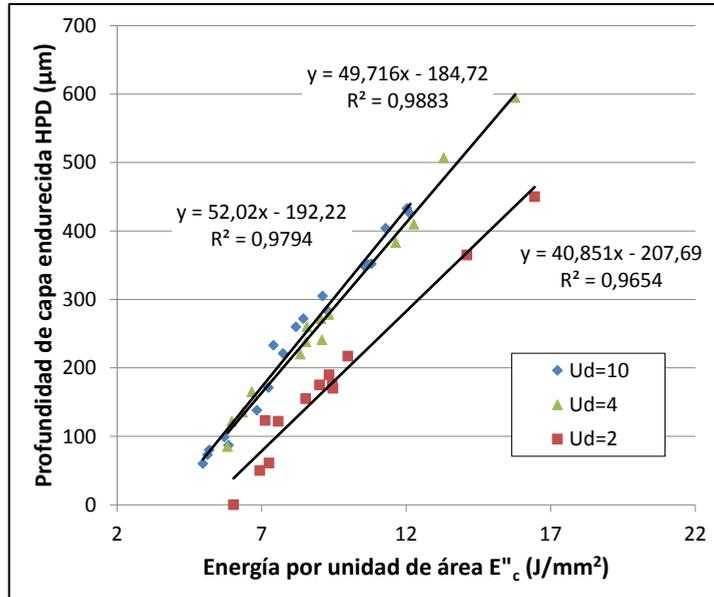


Fig. 127 Correlación entre la energía por unidad de área y la profundidad de capa templada para el acero AISI 1045. (Conjunto de ensayos A, C y D).

Con el objetivo de ilustrar el origen de este fenómeno, en la Tabla 13, se presentan los parámetros empleados, las fuerzas tangenciales específicas registradas y las HPD generadas para dos ensayos con  $E''_c$  similares pero con distintas condiciones de diamantado. Este hecho se debe a que ambos ensayos presentan valores semejantes de velocidad de avance y fuerza tangencial específica. Bajo estas condiciones, la cantidad de calor generada en ambos ensayos será aproximadamente igual.

Sin embargo, para generar la misma  $E''_c$ , en el ensayo con un diamantado más fino ( $U_d=10$ ) se requiere emplear una profundidad de pasada menor y, por ello, también será menor la longitud de la zona de contacto. Así pues, la energía calorífica estará más concentrada en este caso y, como consecuencia, la HPD generada será mayor.

$v_s$ (mm/s)	$v_{w, \text{real}}$ (mm/s)	$a_{e, \text{real}}$ (mm)	$U_d$ (-)	$F'_t$ (N/mm)	$E''_c$ (J/mm <sup>2</sup> )	HPD ( $\mu\text{m}$ )
30	54	0,220	10	16,5	9,1	305
30	53	0,354	2	16,7	9,5	170

Tabla 13 Comparación de dos ensayos con valores de energía por unidad de área similares y condiciones de diamantado diferentes.

### III.2.2.2. Influencia de las propiedades físicas del material

Una vez que se ha observado la existencia de una correlación lineal entre  $E''_c$  y la HPD generada, en este apartado se investigará si alguna característica de esta correlación puede estar relacionada con las propiedades físicas del material.

Para llevar a cabo este análisis, se obtendrá la relación  $E''_c$ -HPD para dos materiales más. En primer lugar se estudiará el acero de rodamientos 100Cr6 (AISI 52100) y, seguidamente se analizará el acero 42CrMo4 que es empleado en la fabricación de árboles de levas. Así mismo estos ensayos se llevarán a cabo siguiendo el mismo protocolo y equipamiento empleado en los ensayos realizados sobre el acero AISI 1045 de manera que los resultados de los tres materiales sean comparables.

En las siguientes tablas (Tabla 14 y Tabla 15) se muestran los valores de los parámetros de rectificado empleados junto con de la  $E''_c$  generada y la HPD obtenida en los ensayos realizados sobre el acero 100Cr6 y 42CrMo4 respectivamente. Cabe indicar que todos los ensayos han sido ejecutados con una velocidad de giro de muela de 30 m/s y, previamente a cada operación, se han realizado 10 pasadas de diamantado sobre la muela con un overlap ratio  $U_d=10$ .

En la Fig. 120 se presenta la relación entre  $E''_c$  y la HPD generada para los tres aceros estudiados. Tal y como cabría esperar, dicha correlación es unívoca, lineal e independiente de los parámetros empleados en el proceso de grind-hardening sobre cada acero lo que confirma, de nuevo, lo concluido en el apartado anterior. Sin embargo, en cada acero la zona de transición en la que comienza a producirse el proceso de grind-hardening (señalada mediante una línea discontinua en la gráfica) es distinta. Así mismo, también es diferente la pendiente de cada correlación lineal.

$v_{w,teórico}$ (mm/s)	$a_{e,teórico}$ (mm)	$v_{w, real}$ (mm/s)	$a_{e, real}$ (mm)	$h_{eq}$ (nm)	$e_c$ (J/mm <sup>3</sup> )	$E''_c$ (J/mm <sup>2</sup> )	HPD ( $\mu$ m)
308	0,013	320	0,013	59,9	138	0,8	0
350	0,020	340	0,022	41,5	246	0,9	0
140	0,050	134	0,050	41,2	222	2,1	0
80	0,050	76	0,045	56,9	113	2,6	0
80	0,050	74	0,134	41,0	329	5,5	107
70	0,100	66	0,103	62,2	225	6,4	162
47	0,150	44	0,147	51,6	214	7,6	151
40	0,100	37	0,103	74,3	128	7,7	196
27	0,150	26	0,156	69,8	138	10,9	337
35	0,200	32	0,206	65,8	223	13,6	364
20	0,200	18	0,220	82,6	136	18,2	534
23	0,300	21	0,308	68,3	219	21,0	587

Tabla 14 Ensayos de rectificado plano realizados sobre el acero 100Cr6. (Conjunto de ensayos E).

$v_{w,teórico}$ (mm/s)	$a_{e,teórico}$ (mm)	$v_{w, real}$ (mm/s)	$a_{e, real}$ (mm)	$h_{eq}$ (nm)	$e_c$ (J/mm <sup>3</sup> )	$E''_c$ (J/mm <sup>2</sup> )	HPD ( $\mu$ m)
308	0,013	320	0,013	59,9	138	0,8	0
350	0,020	340	0,022	41,5	246	0,9	0
140	0,050	134	0,050	41,2	222	2,1	0
80	0,050	76	0,045	56,9	113	2,6	0
80	0,050	74	0,134	41,0	329	5,5	107
70	0,100	66	0,103	62,2	225	6,4	162
47	0,150	44	0,147	51,6	214	7,6	151
40	0,100	37	0,103	74,3	128	7,7	196
27	0,150	26	0,156	69,8	138	10,9	337
35	0,200	32	0,206	65,8	223	13,6	364
20	0,200	18	0,220	82,6	136	18,2	534
23	0,300	21	0,308	68,3	219	21,0	587

Tabla 15 Ensayos de rectificado plano realizados sobre el acero 42CrMo4. (Conjunto de ensayos F).

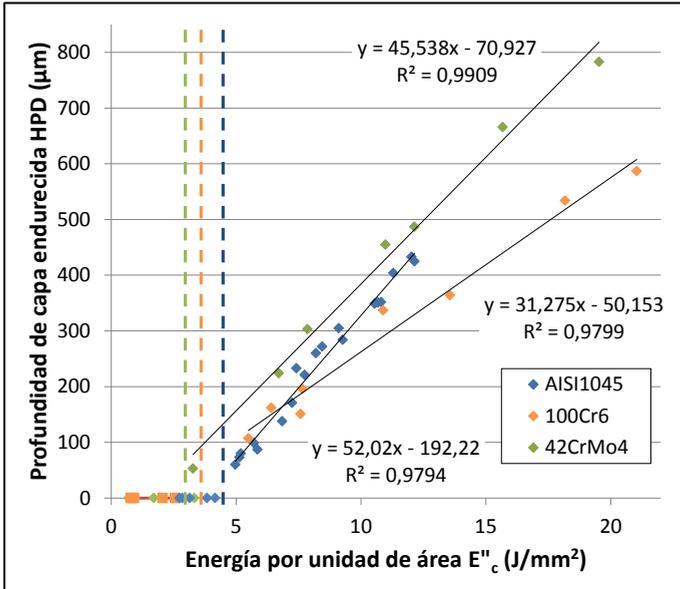


Fig. 128 Correlación entre la energía por unidad de área y la profundidad de capa templada para los acero AISI 1045, 100Cr6 y 42CrMo4. (Conjunto de ensayos A, E y F).

Partiendo de la consideración de que el proceso de cambio de fase tiene un origen eminentemente térmico, cabe esperar que alguna de las propiedades térmicas del material estuviera relacionada con las características de la relación E''<sub>c</sub>-HPD. Así, en la Fig. 129 se muestra la pendiente de la recta de regresión (HPD=A·E''<sub>c</sub>+B) para cada acero estudiado en función de su conductividad térmica a temperatura ambiente. A partir de la observación de esta figura, se plantea la hipótesis de que el valor de la pendiente de la relación E''<sub>c</sub>-HPD aumentará con el aumento de la conductividad térmica. Sin embargo, para poder confirmar esta hipótesis, será necesario obtener la relación E''<sub>c</sub>-HPD para más aceros.

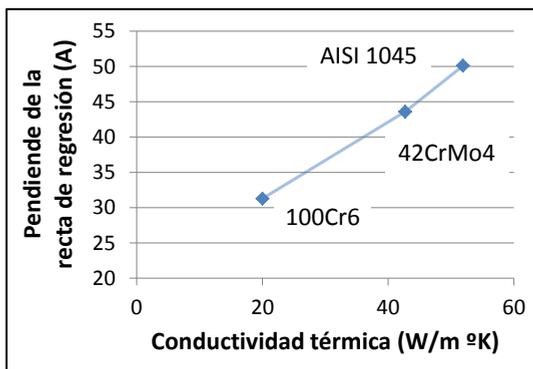


Fig. 129 Comparación entre la pendiente de la relación E''<sub>c</sub>-HPD y la conductividad del material a temperatura ambiente. Valores de conductividad térmica obtenidos de [Ngu10a], [Met13] y [Had13].

No obstante, la obtención de una expresión analítica que represente la relación entre la pendiente de la relación  $E''_c$ -HPD y la conductividad térmica poseería poca utilidad práctica. Este hecho se debe a que habitualmente no se llevan a cabo ensayos con el objetivo de medir la conductividad térmica de cada colada de acero. Sin embargo, se ha de tener en cuenta que el valor de la conductividad térmica estará relacionado con la composición química del material y, además, dicha información sí que es habitualmente proporcionada por el acerista.

Así pues, el empleo de un parámetro que recoja la información relativa a la composición química en un único valor podría ser de utilidad para estimar la pendiente de la relación  $E''_c$ -HPD. En este sentido, un parámetro muy extendido en el estudio de procesos de soldadura o los tratamientos térmicos es el carbono equivalente cuyo valor puede ser obtenido a partir de la Ec. 84.

$$CE = \%C + \left(\frac{\%Mn + \%Si}{6}\right) + \left(\frac{\%Cr + \%Mo + \%V}{5}\right) + \left(\frac{\%Cu + \%Ni}{15}\right) \quad \text{Ec. 84}$$

En la Fig. 130 se presentan los valores de la pendiente de la recta de regresión en función del valor del carbono equivalente para cada uno de los tres aceros estudiados. A partir de los resultados obtenidos, se plantea la hipótesis de que la relación entre ambos parámetros puede ser aproximadamente lineal. No obstante, es necesario llevar a cabo ensayos de grind-hardening sobre más aceros para poder confirmar esta hipótesis.

Por último, cabe mencionar, que la determinación de una relación experimental entre la pendiente de la relación  $E''_c$ -HPD y el carbono equivalente será de gran utilidad en la aplicación del proceso de grind-hardening a nuevos materiales.

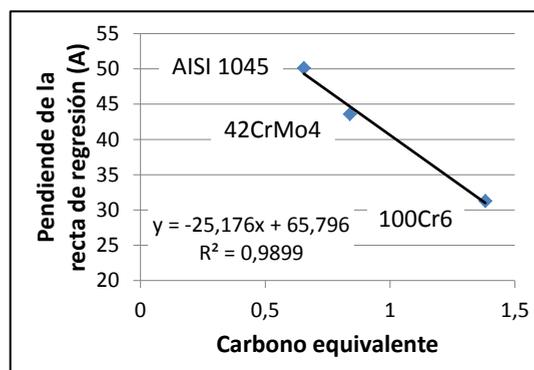


Fig. 130 Comparación entre la pendiente de la relación  $E''_c$ -HPD y el carbono equivalente.

### III.2.3. Estimación de la profundidad de capa endurecida mediante el método de ruido Barkhausen.

A continuación se pasarán a analizar los resultados de las medidas de ruido Barkhausen tomadas tras cada ensayo de rectificado plano. Cabe señalar que, previamente a la realización estas medidas, se ha efectuado una calibración de los parámetros del campo magnético aplicado obteniéndose unos valores de 1 Vpp y 125Hz para el voltaje y la frecuencia de excitación respectivamente. Este ajuste previo resulta imprescindible para maximizar la sensibilidad de las medidas de ruido Barkhausen.

En la Fig. 131 se presentan los valores RMS de las medidas de ruido Barkhausen junto con la HPD obtenida para cada uno de los ensayos de rectificado plano. Tal y como se puede ver, existe una correlación entre ambos parámetros y ésta presenta una tendencia potencial aproximándose a un valor constante a medida que se aumenta el valor de HPD. Este resultado indica que el método de ruido Barkhausen puede ser de utilidad para estimar la HPD generada de forma no destructiva tras el proceso de grind-hardening.

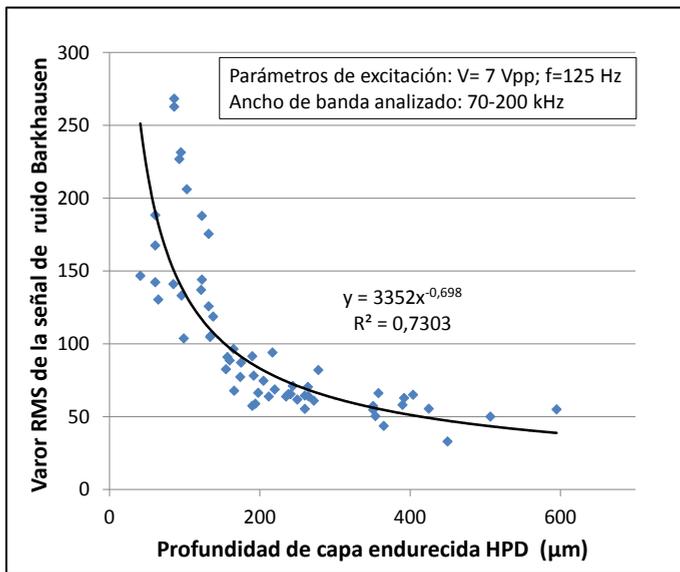


Fig. 131 Relación entre el valor RMS de la señal de ruido Barkhausen y la profundidad de capa endurecida para los ensayos de rectificado plano (conjunto de ensayos A, B, C y D).

Para comprender este resultado, se ha de tener en cuenta el hecho de que la señal registrada se corresponde únicamente con el ruido Barkhausen emitido por el material situado en una zona muy superficial. Tal y como se ha descrito anteriormente, el filtrado de la señal de ruido Barkhausen permite estudiar las propiedades del material a una profundidad determinada bajo la superficie. Además, dicha profundidad puede ser estimada a partir de las propiedades electromagnéticas del material y de la frecuencia

seleccionada empleando la Ec. 62. Así pues, si se tiene en cuenta que la conductividad eléctrica de la martensita para el acero AISI 1045 es de  $0,41 \cdot 10^7 \Omega^{-1} \text{m}^{-1}$  y la permeabilidad magnética relativa de 75 [Kah11], la profundidad máxima asociada a la señal analizada se situaría en torno a 110  $\mu\text{m}$ .

Por otro lado, se ha de considerar que el valor de la señal de ruido Barkhausen estará relacionado con las propiedades de la microestructura presente en el material. En este sentido, cabe mencionar, que la amplitud de la señal será menor a medida que la microestructura del material presente una mayor dureza.

A partir de esta consideración, se concluye que el descenso del ruido Barkhausen observado en los ensayos estará provocado por el aumento de la fracción de martensita en la zona analizada. Además, el hecho de que el Ruido Barkhausen tienda asintóticamente hacia un valor constante está de acuerdo con este planteamiento ya que, a partir de un determinado valor de HPD, el material situado en la zona analizada presentará una fracción de martensita cercana al 100% y su dureza se mantendrá aproximadamente constante.

### **III.3. PREDICCIÓN DE LA PROFUNDIDAD DE CAPA ENDURECIDA DURANTE EL PROCESO DE GRIND-HARDENING II: APLICACIÓN AL RECTIFICADO CILÍNDRICO A TRAVÉS.**

Tanto los trabajos analizados en el estado del arte, como los ensayos expuestos en el apartado anterior, muestran que el rectificado plano podría ser una alternativa viable para llevar al cabo el endurecimiento superficial de piezas de geometría plana. A la vista de este resultado, algunos autores han investigado la posibilidad de realizar el endurecimiento de superficies de revolución empleando el rectificado cilíndrico en penetración. Sin embargo, este proceso presenta algunos inconvenientes. Por un lado, no permite obtener un endurecimiento completo de todo el perímetro de la pieza y, además, la anchura de la zona endurecida se encuentra limitada por la anchura de la muela.

Recientemente, Nguyen et al. [Ngu14] han estudiado la posibilidad de emplear el rectificado cilíndrico a través para endurecer superficies cilíndricas con una longitud mayor a la anchura de la muela. Así, tal y como se ha comentado en la revisión del estado del arte, la geometría de la capa endurecida y el aspecto de la pieza tras el grind-hardening sugieren que la muela ha sufrido un desgaste no uniforme y un embotamiento severo. Sin embargo, los autores no analizan el proceso de desgaste de la muela ni su efecto en la profundidad de la capa endurecida. No obstante, el estudio de la influencia del desgaste de la muela resulta vital de cara a una implementación industrial del proceso.

En este apartado, en primer lugar, se presentará el trabajo experimental realizado con el objetivo de estudiar el proceso de desgaste de la muela y su influencia en las propiedades de la capa endurecida resultante. Seguidamente, se mostrarán los resultados de los ensayos realizados con el propósito de investigar la existencia de la relación  $E''_c$ -HPD en este proceso y se estudiará la aplicabilidad de la técnica de ruido Barkhausen para estimar la HPD generada.

#### **III.3.1. Metodología experimental**

##### **III.3.1.1. Equipamiento general**

En este apartado se describirá el equipamiento básico que se ha empleado para llevar a cabo los ensayos de rectificado cilíndrico a través. En concreto, ese equipamiento consta de los siguientes elementos: la máquina rectificadora, la muela y las piezas sobre las que se realizarán los ensayos.

La máquina empleada es una rectificadora cilíndrica de exteriores de control numérico modelo FG-600-S del fabricante Danobat® (ver Fig. 132). Ésta se encuentra equipada con un motor lineal en el eje de avance de la muela y un husillo a bolas para ejecutar el

movimiento de avance en dirección axial de la pieza. Así mismo, posee un cabezal portamuela con un husillo que permite alcanzar velocidades angulares de hasta 6000 rpm. Por otro lado, la máquina posee una instalación de taladrina que consta de un equipo de filtrado por gravedad, una bomba con una presión máxima de 10 bar y un caudal máximo de 100 l/min. En la Tabla 5, se presenta un resumen de las principales especificaciones técnicas de la rectificadora.



Fig. 132 Rectificadora plana modelo FG-600-S del fabricante Danobat®.

Elemento mecánico	Especificaciones
Cabezal muela	Potencia máxima: 15 kW Velocidad de giro máxima: 6000 rpm
Cabezal pieza	Par motor: 24 N·m Velocidad de giro máxima: 6000 rpm
Eje transversal (Dirección avance de la muela)	Carrera: 700 mm Velocidad de avance máxima: 15000 mm/min
Eje longitudinal (Dirección coaxial al eje de la pieza)	Carrera: 325 mm Velocidad de avance máxima: 15000 mm/min
Dimensiones máximas rectificables	Diámetro máximo: 300 mm Longitud máxima: 600 mm

Tabla 16. Especificaciones técnicas de la rectificadora cilíndrica empleada en los ensayos

En cuanto a la herramienta abrasiva utilizada, se ha seleccionado una muela de alúmina de la marca TYROLIT de diámetro 400 mm y anchura 18,5 mm y cuya especificación normalizada es la siguiente: CS 33A80 2HHVK1. Esta muela está compuesta por granos de un tamaño de grano 80 (185  $\mu$ m de diámetro medio) unidos por un aglomerante vítreo.

### Capítulo III: Propuesta de una metodología para la predicción

Por lo que respecta a las piezas empleadas en los ensayos, están fabricadas en acero AISI 1045 normalizado a 28 HRC cuya composición química se presenta en la Tabla 6. Así mismo, la geometría y dimensiones de las piezas empleadas se muestran en la Fig. 133. Cabe señalar, que la operación de grind-hardening se ha realizado sobre la parte con 50 mm de diámetro y 200 mm de longitud

C	Mn	Cr	Mo	Si	P	S
0,48	0,7	0	0	0,15	0,010	0,024

Tabla 17 Composición química del acero AISI 1045 empleado en los ensayos (concentraciones expresadas en porcentaje de masa de cada elemento químico).

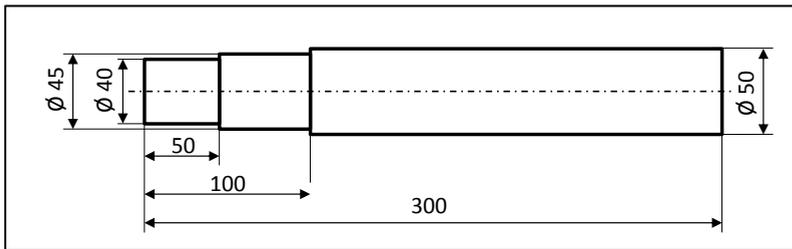


Fig. 133 Geometría y dimensiones de las piezas empleadas en los ensayos de rectificado cilíndrico a través. Dimensiones en mm.

#### III.3.1.2. Equipamiento para la monitorización del proceso

Al igual que en el caso de los ensayos de rectificado plano, durante el rectificado cilíndrico a través la estimación de la energía por unidad de área  $E''_c$  requerirá de la cuantificación de las siguientes magnitudes: la potencia de corte, la velocidad de avance de la pieza  $v_w$  y la anchura de la muela comprometida en el corte  $b_s$ .

La potencia de corte se ha registrado, en este caso, a partir de la medida de la potencia consumida por el cabezal y descontando el consumo de este elemento en vacío. Para llevar a cabo esta tarea, se ha empleado una célula de potencia universal modelo UPC de la marca Load Controls Inc (Fig. 134a), una tarjeta de adquisición de datos modelo USB-6251 del fabricante National Instruments y el software de adquisición de datos Labview® (Fig. 134b). El tratamiento de la señal se ha llevado a cabo utilizando el software Matlab. Por lo que se refiere a la velocidad de giro de la pieza, se ha considerado su valor teórico para llevar a cabo la estimación de  $E''_c$ . En este sentido, cabe señalar que se ha estimado que la diferencia entre la velocidad real de giro proporcionada en el cabezal pieza y la introducida en el control numérico es inferior al 5%.

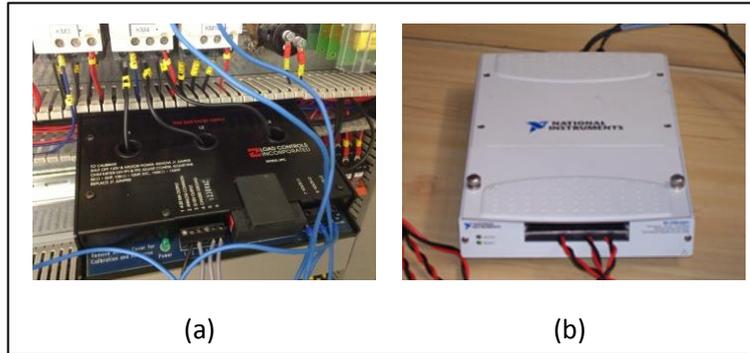


Fig. 134 Célula de potencia modelo UPC (a) y tarjeta de adquisición de datos NI USB-6251 (b).

### **III.3.1.3. Protocolo de ejecución de los ensayos de rectificado cilíndrico a través**

El estudio de la aplicabilidad del rectificado cilíndrico a través como un proceso de endurecimiento superficial requerirá de la ejecución de numerosos ensayos experimentales. Cada uno de estos ensayos ha sido realizado siguiendo el siguiente protocolo:

- **Preparación de la pieza:** tras la sujeción de la pieza entre puntos, se ha procedido a llevar a cabo una operación de rectificado cilíndrico a través de la zona de la pieza que posteriormente será endurecida (los parámetros empleados se muestran en la Tabla 8). Esta operación previa resultará necesaria para que, durante el posterior ensayo de grind-hardening, la profundidad de pasada sea lo más uniforme posible en toda la longitud de la pieza.

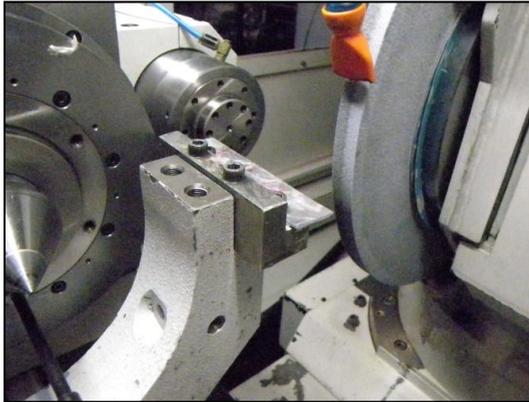
Vel. de la muela $v_s$ (m/s)	Vel. de la pieza $v_w$ (mm/s)	Vel. de avance $v_f$ (mm/min)	Prof. de pasada $\Delta D$ (mm)
45	610	560	0,020

Tabla 18 Parámetros de rectificado empleados en la preparación de la pieza.

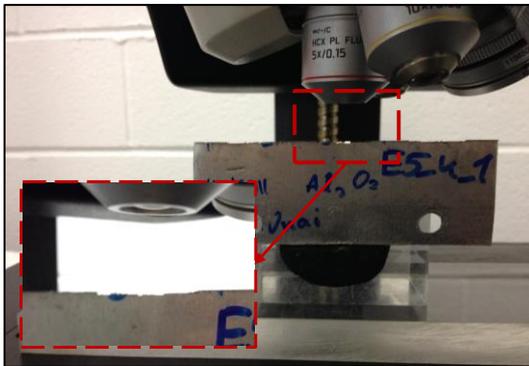
- **Realización de la operación de grind-hardening:** una vez preparada la pieza, se ha ejecutado un diamantado de la muela realizando pasadas de 20  $\mu\text{m}$  con una velocidad de avance de 200 mm/min. Cabe señalar que la máquina empleada dispone de un sensor acústico VM35 de la marca Balance Systems® mediante el cual puede determinarse si el diamantado es continuo a lo largo de toda la anchura de la muela. A continuación, se ha llevado a cabo una pasada de rectificado cilíndrico a través en seco con los parámetros de mecanizado seleccionados para el ensayo correspondiente. Durante esta operación, se ha registrado la potencia consumida por el cabezal muela empleando el sistema de medida que se ha descrito en el apartado anterior.

- **Análisis del perfil de la muela tras el rectificado:** tras la realización de la pasada de grind-hardening, se ha analizado el perfil de la muela con el objetivo de estudiar el desgaste de ésta. Este análisis se ha llevado a cabo de forma indirecta reproduciendo el perfil de la muela en una plaquita de aluminio y midiendo, a continuación, el perfil de ésta que se corresponde con el negativo de la geometría de la muela.

En concreto, esta etapa se ha llevado a cabo en dos pasos. En un primer paso, se ha penetrado en la plaquita 0,5 mm avanzando con la muela según la dirección radial a ésta (ver Fig. 134). A continuación, el perfil de la muesca realizada ha sido medido mediante microscopía óptica confocal y empleando un microscopio Leica DCM 3D (ver Fig. 136).



*Fig. 135 Posición la plaquita de aluminio dentro de la rectificadora.*



*Fig. 136. Vista general del dispositivo empleado para la medición del perfil de la plaquita mediante microscopía óptica confocal.*

- **Medición del diámetro final de la pieza:** seguidamente, se ha procedido a la medición del diámetro de la pieza en tres secciones diferentes: a 20 mm del extremo derecho de la zona rectificada, en el centro de la zona rectificada y a 20 mm del extremo izquierdo de la zona rectificada.

- **Medición de la señal de ruido Barkhausen:** seguidamente, se han tomado medidas de ruido Barkhausen en 10 puntos separados 20 mm entre si sobre la zona rectificada. Para ello, se ha empleado el equipo comercial Rollscan 300 de Stresstech (Fig. 137) junto con la sonda S1-18-12-01. En concreto, se ha registrado el valor RMS de los pulsos de la señal de ruido Barkhausen tras realizar un filtrado al ancho de banda 70-200 Hz.



Fig. 137 Medición de la señal de ruido Barkhausen sobre una pieza cilíndrica.

- Cuantificación de la HPD generada: por último, se ha seccionado la pieza en dirección normal a la dirección de avance (dirección de su eje de rotación). A continuación, se ha extraído una muestra de la zona superficial y la HPD se ha cuantificado mediante la toma y medida de micrografías siguiendo el procedimiento descrito en el apartado III.2.1.4.

### III.3.2. Estudio de la influencia del desgaste de la muela.

En este apartado, se presentarán y comentarán los resultados de los ensayos experimentales realizados con el propósito de investigar el proceso de desgaste de la muela y su influencia en las propiedades de la capa endurecida.

Las combinaciones de parámetros empleadas en los ensayos se presentan en la Tabla 19. Cabe indicar que se ha decidido mantener constante el overlap ratio ( $U$ ) ya que este parámetro afecta directamente al proceso de desgaste de la muela y, de lo contrario, sería más complejo comparar los resultados de los ensayos entre sí.

Ensayo	$v_s$ (m/s)	$v_w$ (mm/s)	$\Delta D$ (mm)	$Q'_w$ (mm <sup>3</sup> /mm·s)	$U$ (-)
1	45	100	0,100	5	3
2	45	100	0,150	7,5	3
3	45	200	0,150	15	3

Tabla 19 Parámetros de rectificado empleados en los ensayos previos de rectificado cilíndrico a través.

### Capítulo III: Propuesta de una metodología para la predicción

En la Fig. 138 puede observarse el estado de las piezas después de cada ensayo. Todas las piezas presentan un patrón visual en el que se aprecian dos zonas diferenciadas: una hélice de color brillante de paso aproximadamente igual al avance por vuelta y otra zona situada entre la hélice cuyo color sugiere que se ha podido generar un cambio de fase en la pieza. Así mismo, también puede distinguirse cómo la coloración de esta zona es uniforme en la fase inicial del proceso (derecha de la pieza) y, a medida que éste avanza, comienzan a aparecer manchas brillantes intermitentes en la superficie que advierten que el proceso ha podido inestabilizarse.

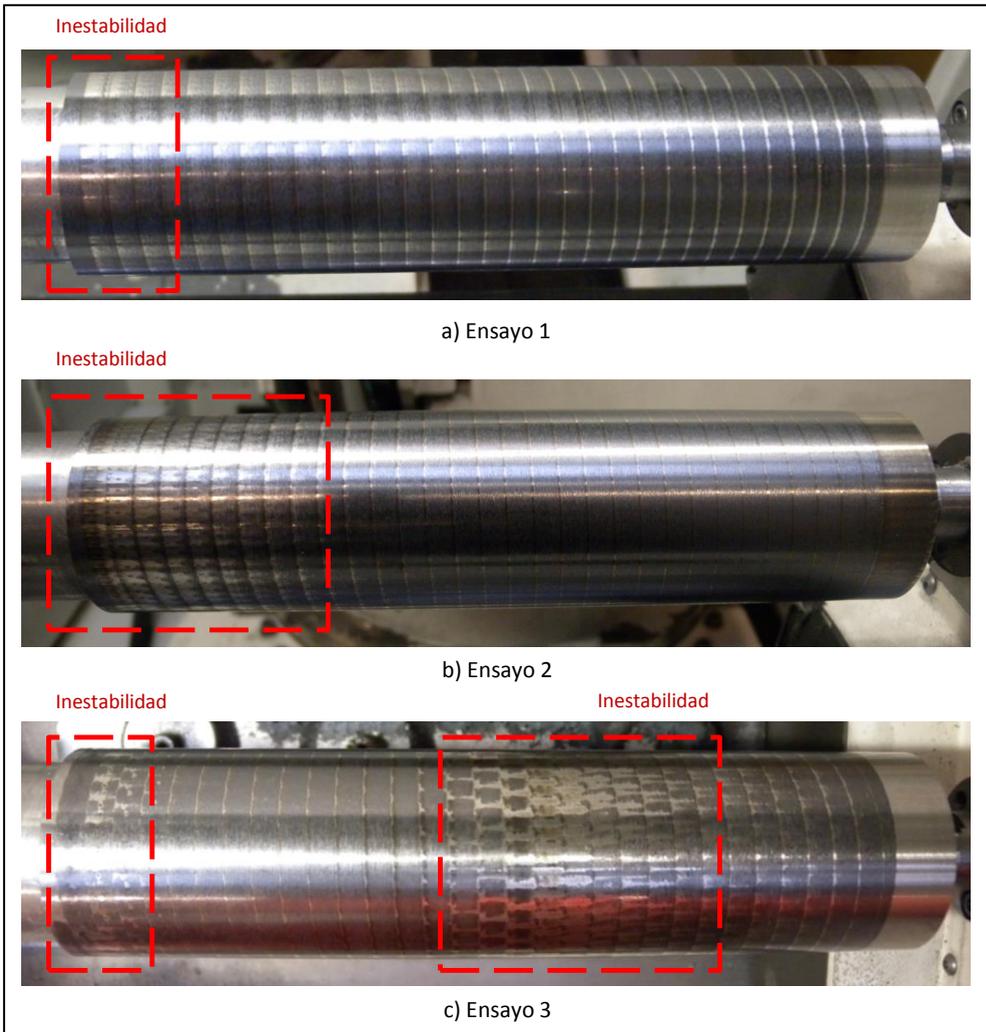


Fig. 138 Estado de las piezas después de la realización del ensayo de grind-hardening.

Este fenómeno tiene su origen en el proceso de desgaste de la muela. En primer lugar, se ha de tener en cuenta que el desgaste no se da de forma uniforme en toda la anchura de la muela. Debido a la cinemática del proceso de rectificado cilíndrico a través, la zona más próxima al borde de ataque de la muela eliminará la mayor cantidad de material (ver Fig. 139). Esta primera zona poseerá una anchura aproximadamente igual al avance por revolución  $a_f$ . No obstante, dicha zona no será capaz de eliminar todo el material comprendido dentro de la profundidad de pasada ya que sufrirá un desgaste radial a medida que avanza el proceso y, como consecuencia, se generará un perfil escalonado en la superficie de la muela.

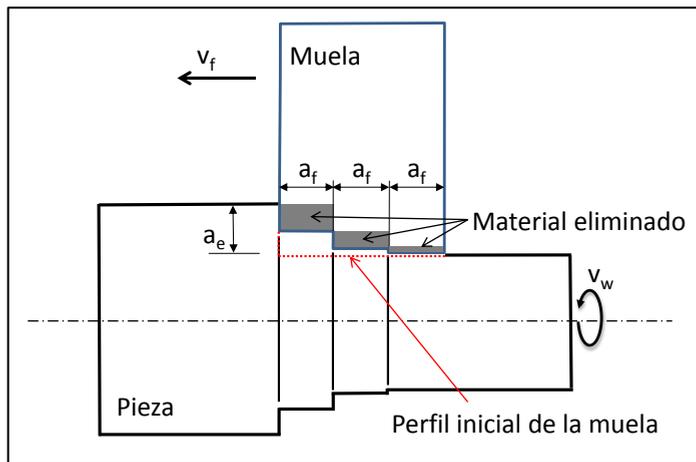


Fig. 139 Proceso de desgaste de la muela durante el rectificado cilíndrico a través

Las imágenes de la superficie de la muela después de cada ensayo (Fig. 140) muestran claramente que existen tres zonas con un nivel de desgaste diferente cuya anchura es aproximadamente igual al avance por vuelta. Este mismo efecto, también se observa en las medidas del perfil de la muela después de cada ensayo (Fig. 141, Fig. 142 y Fig. 143).

En concreto, en las imágenes correspondientes a los ensayos 1 y 2 puede apreciarse que la zona situada más a la izquierda de la muela presenta un embotamiento severo. Ésta es la parte que habrá eliminado mayor cantidad de material durante el rectificado y, además, el embotamiento se verá favorecido por el hecho de que el proceso se lleva a cabo sin fluido de corte. Por otro lado, la zona central de la muela presenta un aspecto gris característico de un proceso de rectificado y, por último, la franja situada más a la derecha muestra un color blanquecino que indica que esta zona apenas ha eliminado material.

Así mismo, la geometría del perfil obtenido en los ensayos 1 y 2 indica que, en ambos casos, el desgaste radial en la zona situada más a la izquierda de la muela ha sido ligeramente superior a las otras dos partes (en torno a 10  $\mu\text{m}$  mayor). No obstante, debido a que la

### Capítulo III: Propuesta de una metodología para la predicción

---

profundidad de pasada es de 0,5 mm en radio en el ensayo 1 y de 0,75 mm en el ensayo 2 la zona situada más a la izquierda de la muela habrá sido la que más material habrá eliminado durante todo el proceso. En este sentido, cabe señalar, que las virutas incandescentes se concentraban en ambos ensayos en esta zona de la muela.

En el ensayo 3, sin embargo, la zona con un embotamiento severo se encuentra en la parte central y la zona más próxima al borde de ataque presenta un aspecto blanquecino. A la vista del aspecto de la muela, puede plantearse que el aumento excesivo de las fuerzas de corte en el primer tercio de muela (debido al embotamiento de ésta) haya provocado la rotura de los puentes de aglomerante.

Además, en la geometría de perfil de la muela puede apreciarse cómo la parte izquierda de la muela presenta un desgaste radial muy superior a las otras dos zonas. En concreto, la diferencia en el desgaste radial es de aproximadamente 0,75 mm y coincide con el valor de la profundidad de pasada radial para este ensayo. De esta forma, habrá dejado de producirse el contacto en dicha zona y la parte de mayor arranque se habrá desplazado hacia la zona central. Cabe indicar que, durante este ensayo, se observó que la viruta incandescente se desplazaba hacia el centro de la muela aproximadamente en la mitad del ensayo.

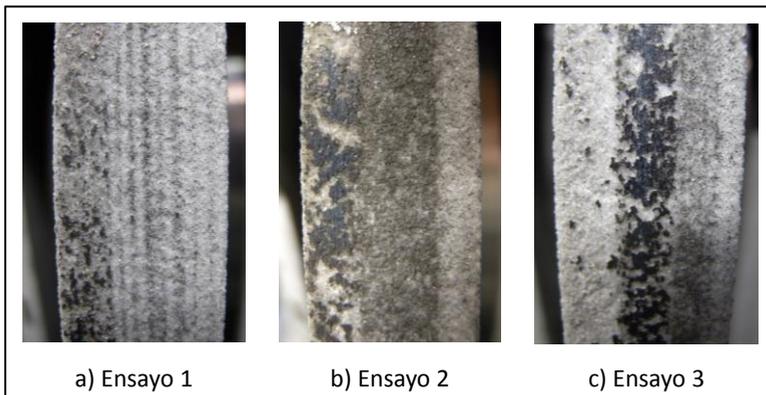


Fig. 140 Estado de la muela después de la realización del cada ensayo de grind-hardening.

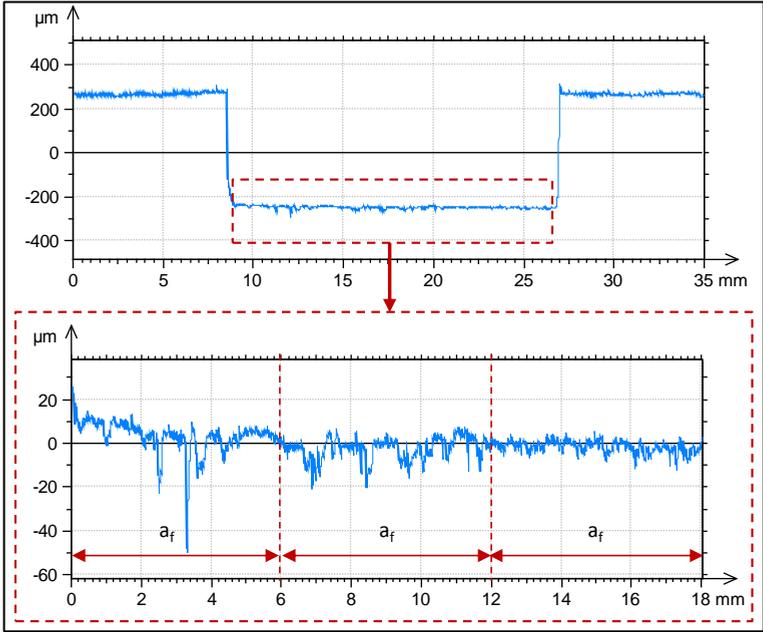


Fig. 141 Geometría del perfil de la muela tras el ensayo 1

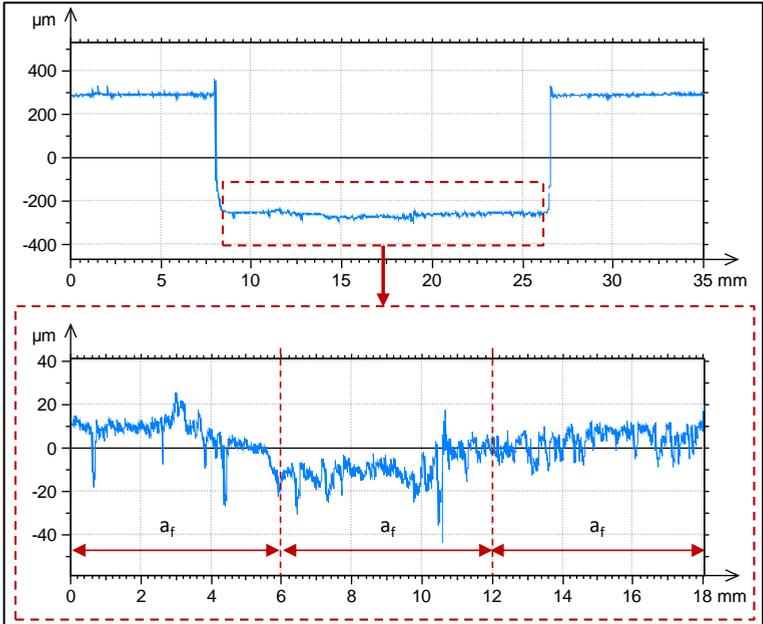


Fig. 142 Geometría del perfil de la muela tras el ensayo 2

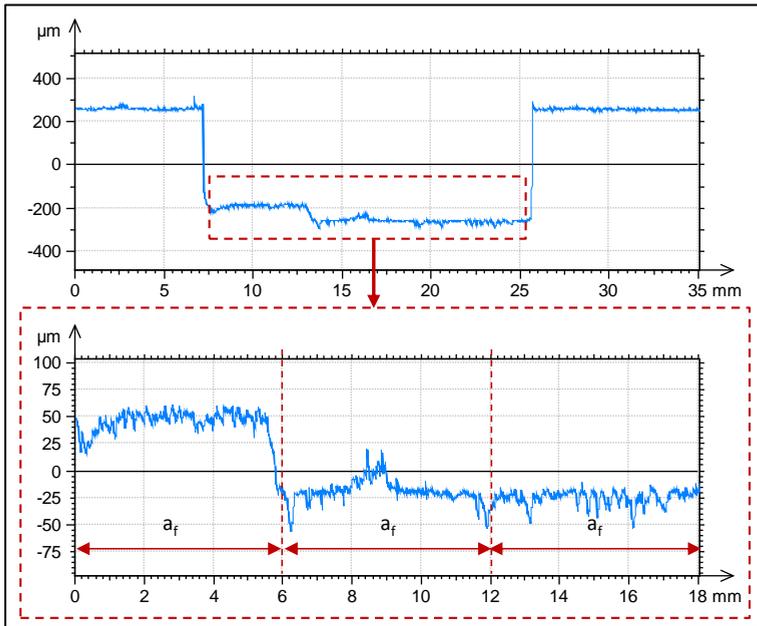


Fig. 143 Geometría del perfil de la muela tras el ensayo 3

A partir de estos resultados, se concluye que el proceso de endurecimiento únicamente se produce en el contacto de la zona de mayor embotamiento con la pieza ya que en ésta se eliminará la mayor cantidad de material. Además, este planteamiento está de acuerdo con el hecho de que el paso de la hélice observada coincida con el avance por vuelta.

En cuanto a la aparición progresiva de las marcas brillantes intermitentes sobre la zona más oscura, ésta puede estar ocasionada por un aumento gradual del nivel de embotamiento de la muela. De esta forma, el abrillantado de la pieza podría deberse a una mayor deformación plástica del material en la superficie como consecuencia del aumento de la superficie de contacto metal-metal.

Por otro lado, la aparición discontinua de las marcas brillantes puede tener su origen en la generación de vibraciones producidas por el aumento de las fuerzas de corte. En este sentido, cabe señalar, que durante los tres ensayos se observó en dicha zona una generación intermitente de viruta incandescente. No obstante, la zona en la que se da este fenómeno es diferente en cada ensayo. Así, en el ensayo 1, se presenta justamente al final de la pasada de rectificado (zona más hacia la izquierda); en el ensayo 2, cuando se han recorrido tres cuartas partes de la longitud a rectificar y, en el ensayo 3, hacia la mitad de la pieza. Este hecho se debe a que el embotamiento de la muela se produce más rápido a medida que se aumenta el caudal de viruta específico.

Una vez analizado el proceso desgaste de la muela, se ha procedido a estudiar su efecto en la profundidad de la capa endurecida. En este sentido, las medidas de ruido Barkhausen tomadas en diferentes puntos a lo largo de la pieza han permitido realizar una predicción previa no destructiva de la naturaleza de dicha capa. Tal y como puede verse en la Fig. 144, el nivel de ruido Barkhausen no es uniforme y, a partir de lo observado previamente para los ensayos de rectificado plano, se concluye que la profundidad de capa endurecida no es igual en toda la longitud rectificada.

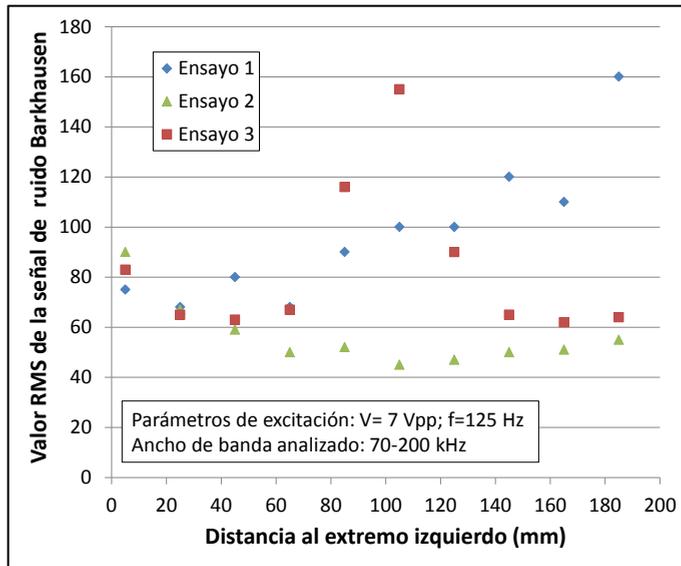


Fig. 144 Resultados de la medición de ruido Barkhausen después de cada ensayo.

Con el objetivo de ilustrar este efecto, en la Fig. 145 se muestran las micrografías obtenidas para cada una de las tres muestras extraídas del ensayo 1. Tal y como se ha descrito anteriormente, se han analizado tres muestras de secciones transversales situadas a 20 mm del extremo izquierdo de la zona rectificada, en el centro de la zona rectificada y a 20 mm del extremo izquierdo de la zona rectificada. Los resultados indican que efectivamente la HPD generada no es constante a lo largo de la pieza. Además, la evolución de la HPD generada sigue la tendencia sugerida por las medidas de ruido Barkhausen aumentando a medida que avanza el proceso. Así mismo, cabe mencionar, que en la micrografía correspondiente a la zona izquierda de la pieza se observa cómo la fase ferrítica próxima a la superficie presenta una orientación horizontal indicando que ha existido una deformación plástica severa en esta zona de la pieza. Este resultado está de acuerdo con la hipótesis planteada anteriormente en la que se sugería que la aparición del abrillantamiento de la pieza podría estar ocasionada por un aumento de deformación plástica del material provocado por el embotamiento de la muela.

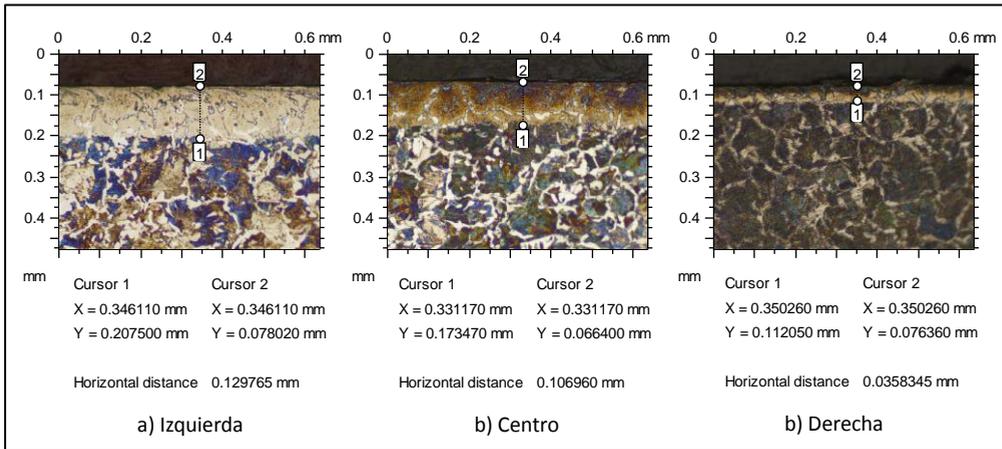


Fig. 145 Evolución de la profundidad de capa endurecida en el ensayo 1.

### III.3.3. Estimación de la profundidad de capa endurecida

Tal y como se ha observado en el apartado anterior, la aplicación del proceso de grind-hardening al rectificado cilíndrico a través presenta el inconveniente de que la HPD generada puede variar significativamente a lo largo de la pasada de rectificado. Ante esto, la búsqueda de una metodología que permita predecir este parámetro resulta más importante si cabe de cara a una implementación industrial del proceso.

A la vista de los resultados obtenidos en los ensayos de rectificado plano, se investigará, en primer lugar, la existencia de la relación  $E''_c$ -HPD en el rectificado cilíndrico a través. A continuación, se evaluará la posibilidad de estimar la HPD generada tras el proceso de forma no destructiva empleando el método de ruido Barkhausen.

Para llevar a cabo ambos estudios, se ha partido de los resultados se una serie de ensayos experimentales que han sido realizados siguiendo el protocolo establecido en el apartado III.1.3. Las combinaciones de parámetros empleadas se muestran en la Tabla 19. Tal y como se puede ver, todos los ensayos han sido ejecutados empleando un overlap ratio  $U=3$  de manera que el patrón de desgaste de la muela sea semejante al observado en los ensayos comentados en el apartado anterior. Así mismo, para el cálculo de  $E''_c$  se ha considerado la hipótesis de que la anchura de la muela comprometida en el corte  $b_s$  se corresponde con dos tercios de la anchura total de la muela. Cabe indicar que, en ambos estudios, se han considerado los datos registrados en los ensayos para las tres secciones analizadas en cada pieza.

La Fig. 146 muestra la relación entre  $E''_c$  y la HPD generada para los ensayos presentados en la Tabla 20. Como se puede ver, los resultados sugieren que en el caso del rectificado cilíndrico a través también existe una relación unívoca y lineal entre  $E''_c$  y HPD para el rango

de parámetros analizado. Además, cabe señalar, que la desviación de los valores de HPD medidos respecto a la recta de ajuste teórico es siempre inferior a 25  $\mu\text{m}$ . En este sentido, se ha de tener en cuenta que los valores de  $E''_c$  han sido calculados considerando el valor teórico de la velocidad de giro de la pieza por lo que un registro más preciso de esta variable reducirá dicha desviación. A pesar de ello, se concluye que el control on-line de  $E''_c$  también será útil para predecir la HPD generada durante este proceso.

Por último, en la Fig. 147 se muestran los valores RMS de las medidas de ruido Barkhausen realizadas junto con la HPD obtenida para cada uno de los puntos analizados. Al igual que en los ensayos de rectificado plano, los resultados sugieren que existe una relación potencial entre el valor RMS de la señal de ruido Barkhausen y la HPD de la pieza. Así pues, las correlaciones experimentales obtenidas a partir de los ensayos de rectificado plano y rectificado cilíndrico (Fig. 131 y Fig. 147) podrían servir para estimar la HPD de forma no destructiva en piezas de acero AISI 1045 endurecidas mediante grind-hardening. No obstante, se ha de tener en cuenta que esta relación variará si se modifican los parámetros de excitación y/o el área de contacto de la sonda empleada.

Ensayo	$v_{w,\text{teórico}}$ (mm/s)	$\Delta D_{\text{teórico}}$ (mm)	Sección	$\Delta D_{\text{real}}$ (mm)	$E''_c$ (J/mm <sup>2</sup> )	HPD ( $\mu\text{m}$ )
1	100	0,010	Izquierda	0,016	0,6	30
			Centro	0,014	0,6	27
			Derecha	0,013	0,8	50
2	100	0,025	Izquierda	0,069	1,5	75
			Centro	0,066	1,7	87
			Derecha	0,074	1,7	88
3	100	0,050	Izquierda	0,084	1,9	88
			Centro	0,085	2,1	108
			Derecha	0,095	2,0	101
4	100	0,100	Izquierda	0,134	1,5	50
			Centro	0,129	1,9	107
			Derecha	0,134	2,1	130
5	100	0,110	Izquierda	0,138	2,5	129
			Centro	0,132	2,5	130
			Derecha	0,139	2,3	123
6	100	0,120	Izquierda	0,143	2,2	90
			Centro	0,143	2,3	111
			Derecha	0,147	2,4	118

Tabla 20 Parámetros de rectificado empleados en los ensayos de rectificado cilíndrico a través (continúa en la siguiente página).

Capítulo III: Propuesta de una metodología para la predicción

Ensayo	$v_{w,teórico}$ (mm/s)	$\Delta D_{teórico}$ (mm)	Sección	$\Delta D_{real}$ (mm)	$E''_c$ (J/mm <sup>2</sup> )	HPD ( $\mu$ m)
7	100	0,150	Izquierda	0,181	2,5	140
			Centro	0,167	3,0	155
			Derecha	0,176	2,7	125
8	200	0,010	Izquierda	0,027	0,5	18
			Centro	0,024	0,6	31
			Derecha	0,024	0,7	38
9	200	0,050	Izquierda	0,075	1,2	68
			Centro	0,068	1,3	70
			Derecha	0,075	1,3	78
10	200	0,060	Izquierda	0,097	1,5	77
			Centro	0,089	1,7	82
			Derecha	0,094	1,7	88
11	200	0,080	Izquierda	0,095	1,3	64
			Centro	0,088	1,5	86
			Derecha	0,091	1,6	87
12	200	0,090	Izquierda	0,105	1,8	80
			Centro	0,099	1,9	85
			Derecha	0,095	1,9	95
13	200	0,100	Izquierda	0,144	2,0	90
			Centro	0,121	2,2	95
			Derecha	0,155	2,0	85
14	200	0,150	Izquierda	0,180	1,9	80
			Centro	0,170	1,9	75
			Derecha	0,165	2,1	95

Tabla 21 Parámetros de rectificado empleados en los ensayos de rectificado cilíndrico a través (continuación).

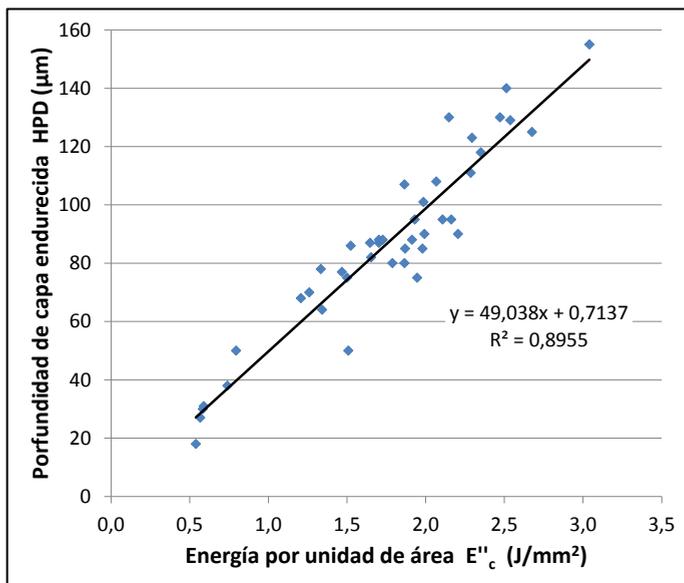


Fig. 146 Correlación entre la energía por unidad de área y la profundidad de capa templada para los ensayos de rectificado cilíndrico a través (material: acero AISI 1045).

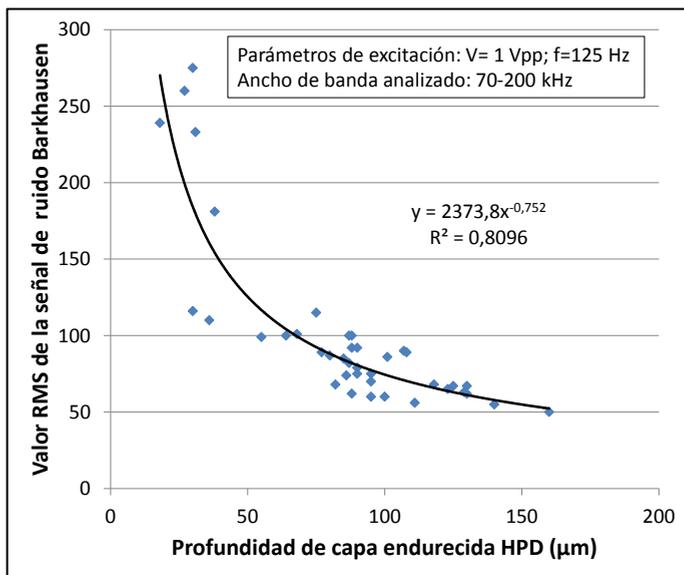


Fig. 147 Relación entre el valor RMS de la señal de ruido Barkhausen y la profundidad de capa endurecida para los ensayos de rectificado cilíndrico a través (material acero AISI 1045).

### **III.4. CONCLUSIONES**

A partir de lo expuesto en este capítulo se desprenden las siguientes conclusiones:

- Los resultados de anteriores trabajos han mostrado que la HPD generada variará durante el proceso si los parámetros de rectificado se mantienen constantes. Ante esto, surge la necesidad de controlar on-line la HPD generada.
- En esta línea, se ha planteado la hipótesis de que la energía por unidad de área  $E''_c$  puede ser un parámetro adecuado para predecir la HPD generada durante el grind-hardening ya que éste incluye efecto tanto de la potencia calorífica como del tiempo de contacto.
- Se han llevado a cabo ensayos experimentales de grind-hardening mediante el proceso de rectificado plano y se ha observado la existencia de una correlación unívoca entre  $E''_c$  y la HPD generada. Además, los resultados muestran que dicha correlación es lineal e independiente de los parámetros de rectificado empleados para el intervalo de valores de  $E''_c$  estudiado. No obstante, esta correlación depende de las condiciones de diamantado de la muela.
- La correlación entre  $E''_c$  y la HPD generada se ha observado también en los resultados de los trabajos realizados por otros autores. Sin embargo, se ha detectado que si se disminuye el espesor de viruta máximo por debajo de un valor determinado, la HPD obtenida es inferior a la que predeciría la correlación lineal obtenida. El origen de este fenómeno podría deberse a que un cambio en la etapa predominante durante el proceso de generación de la viruta disminuyera la fracción de calor evacuada hacia la pieza.
- Se ha obtenido experimentalmente la correlación  $E''_c$ -HPD para los aceros AISI 1045, 100Cr6 y 42CrMo4. A partir de los resultados obtenidos, se ha planteado la hipótesis de que es posible estimar la pendiente de esta correlación lineal a partir de la composición química del material considerando el valor del carbono equivalente.
- Se ha estudiado experimentalmente el proceso de desgaste de la muela durante el grind-hardening aplicado al rectificado cilíndrico a través. A partir de los resultados obtenidos, se ha observado que el desgaste de ésta no es uniforme en todo el ancho de la muela. En concreto, la zona que elimina la mayor cantidad de material presenta un embotamiento severo y éste puede dar lugar a la rotura de los puentes de aglomerante y a un desgaste excesivo de la muela. Así mismo, como consecuencia del embotamiento progresivo de la muela, la HPD generada y la

deformación plástica de la zona superficial aumentan a medida que avanza el proceso.

- Se ha observado que para el rectificado cilíndrico a través también existe una relación unívoca y lineal entre  $E''_c$  y la HPD generada. Así pues, este parámetro también será útil para llevar a cabo el control on-line de la HPD generada durante el rectificado cilíndrico a través.
- Por último, cabe destacar, que las mediciones de ruido Barkhausen realizadas muestran que existe una correlación entre el valor RMS de la señal de ruido Barkhausen y la HPD generada. Este resultado indica que el método de ruido Barkhausen también será de utilidad para cuantificar la HPD generada de forma no destructiva tras el proceso de grind-hardening.



---

**CAPITULO IV: ESTUDIO EXPERIMENTAL DEL EFECTO  
DEL REVENIDO DURANTE EL ACABADO DE PIEZAS  
ENDURECIDAS MEDIANTE GRIND-HARDENING**

---



## **IV.1. INTRODUCCIÓN**

En la revisión del estado del arte llevada a cabo en el capítulo 2, se ha observado cómo el proceso de grind-hardening podría presentarse como una alternativa a los tratamientos de endurecimiento superficial industriales como el temple por inducción o el temple laser. Así, a diferencia de otras variantes del rectificado, en este nuevo proceso se intenta maximizar de forma controlada la temperatura en la superficie de la pieza y, por ello, se realiza una única pasada de gran profundidad y se elimina el fluido de corte.

Sin embargo, el empleo de este tipo de condiciones de rectificado presenta algunos inconvenientes. Por un lado, la aparición de deformaciones térmicas en la pieza y el hecho de que éste se realice en una única pasada derivan en una precisión dimensional de la pieza insuficiente. En este sentido, en trabajos anteriores se han observado diferencias de altura entre los extremos de la pieza y la zona central desde 30 hasta 200  $\mu\text{m}$ . Por otro lado, el acabado superficial es de una calidad inferior al de otros procesos de rectificado. Así, en estudios anteriores, se han obtenido valores de rugosidad media  $R_a$  comprendidos entre 0,94 y 5  $\mu\text{m}$  [Bro98, Ngu07, Wil08]. Tal y como se ha comentado en el Capítulo II, este resultado podría estar provocado por aspectos como la ausencia de fluido de corte, la realización de una única pasada de rectificado o la redeposición de material sobre la pieza. No obstante, se ha de tener en cuenta que, habitualmente, en las piezas acabadas mediante rectificado es necesario obtener una rugosidad inferior a 1  $\mu\text{m}$   $R_a$ .

Así pues, al igual que las piezas procedentes de otros tipos de tratamientos térmicos superficiales, las endurecidas mediante grind-hardening precisarán de un rectificado posterior que les proporcione la precisión dimensional y el acabado superficial requeridos. No obstante, durante esta última operación de acabado, el aumento de la temperatura en la superficie de la pieza podría provocar un proceso de revenido que reduzca su dureza.

El estudio de este fenómeno resulta de vital importancia de cara a una posible implantación industrial del proceso de grind-hardening ya que la reducción excesiva de la dureza superficial de la pieza conllevaría su rechazo. A pesar de ello, en la revisión del estado del arte no se ha encontrado ningún trabajo en el que se aborde dicho problema.

Tal y como se ha descrito previamente, el proceso de revenido está provocado principalmente por la difusión del carbono en la estructura metalúrgica del material y, por lo tanto, su desarrollo dependerá de cómo evolucione la temperatura con el tiempo.

En este sentido, cabe destacar el trabajo llevado a cabo por Takazawa [Tak66]. En éste, el autor lleva a cabo ensayos de rectificado sobre piezas endurecidas y observa que el efecto del revenido se incrementa al aumentar dos parámetros: la temperatura superficial de la pieza y la relación entre la longitud de contacto y la velocidad de avance. Se ha de tener en cuenta que este último parámetro permite obtener una estimación del tiempo que un

#### Capítulo IV: Estudio experimental del efecto del revenido durante el acabado...

punto de la superficie de la pieza se encuentra bajo la acción del calor generado en la zona de contacto.

A partir de estos resultados, cabe plantearse si la energía por unidad de área  $E''_c$  podría estar relacionada con la caída de dureza provocada por el proceso de revenido. A priori, esta hipótesis resulta coherente ya que este parámetro considera tanto el efecto de la potencia calorífica generada durante el rectificado como el tiempo de contacto entre la muela y la pieza.

En este capítulo, se describirá, en primer lugar, la metodología experimental propuesta para estudiar el efecto de revenido durante el acabado de piezas endurecidas mediante grind-hardening. A continuación, se presentarán los ensayos realizados con el objetivo de estudiar la relación entre la caída de dureza del material y la energía por unidad de área.

## IV.2. METODOLOGÍA EXPERIMENTAL

La principal ventaja del proceso de grind-hardening radica en que tanto el endurecimiento superficial, como el acabado de la pieza, pueden realizarse en la misma máquina y en una única atada. De esta forma, se reducen los tiempos y costes de producción. Partiendo de esta consideración, los ensayos de acabado se han llevado a cabo en la misma rectificadora plana empleada en el estudio del proceso de grind-hardening descrito en el capítulo 3 (modelo Orbit de Blohm). Además, la muela y las piezas utilizadas poseen también las mismas dimensiones y propiedades. Cabe señalar, que únicamente se ha estudiado el proceso sobre un material (el acero AISI 1045), sin embargo, la metodología propuesta se puede aplicar para estudiar la influencia del revenido en otro tipo de materiales.

Por otro lado, el valor de la  $E''_c$  generada durante el proceso se ha estimado a partir de la medida de la fuerza tangencial y de la velocidad de avance de la pieza. En concreto, las fuerzas de corte se han registrado empleando un dinamómetro Kistler 9257B colocado bajo la pieza y la cadena de medida descrita previamente en el apartado III.2.1.2. En cuanto a la velocidad de avance de la pieza, ésta ha sido estimada a partir del cociente entre el intervalo de tiempo comprendido entre los instantes de entrada y salida de la muela y la longitud rectificada (100 mm en este caso).

Una vez descrito el equipamiento empleado, a continuación, se describirá el protocolo propuesto para llevar a cabo los ensayos que permitan estudiar el efecto del revenido en piezas endurecidas mediante grind-hardening. Éste consta de tres etapas que se muestran esquemáticamente en la Fig. 148:

1. Endurecimiento superficial de la pieza mediante grind-hardening.
2. Rectificado: minimización de los errores de planitud.
3. Realización de una pasada de rectificado en la que se producirá el revenido de la superficie.

A continuación, se describirá en detalle el protocolo seguido en cada una de las tres etapas.

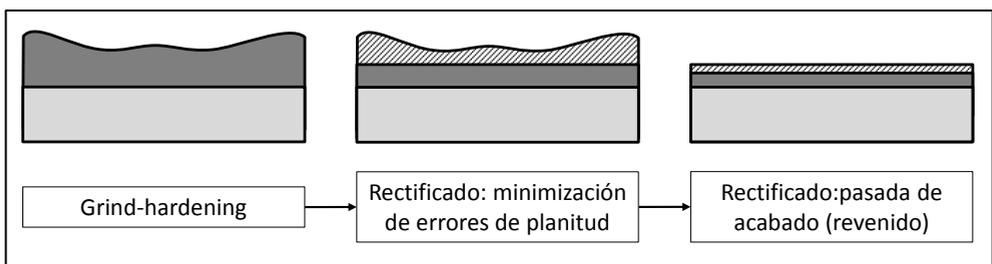


Fig. 148 Protocolo para estudiar el efecto del revenido durante el acabado de piezas endurecidas mediante grind-hardening.

**Etapa 1: endurecimiento superficial de la pieza mediante grind-hardening**

En primer lugar, se ha llevado a cabo un ensayo de grind-hardening en seco con los parámetros de rectificado indicados en la Tabla 7 y siguiendo el procedimiento descrito en el apartado III.2.1.3. En este caso, el diamantado de la muela previo a la pasada de grind-hardening se ha ejecutado empleando un diamante monopunta y realizando 10 pasadas de 20  $\mu\text{m}$  con un overlap ratio  $U_a=10$ . Así mismo, la anchura de la zona rectificada ha sido de 10 mm.

Prof. pasada $a_e$ (mm)	Vel. avance $v_w$ (mm/s)	Vel. muela $v_s$ (m/s)
0,3	10	30

*Tabla 22. Parámetros de rectificado empleados en el endurecimiento superficial de las piezas durante los ensayos de acabado.*

Cabe señalar que la HPD generada en el centro de la pieza con las condiciones de rectificado empleadas es de aproximadamente 1 mm. Se ha de tener en cuenta que la zona endurecida deberá poseer la profundidad suficiente para no ser eliminada en las sucesivas operaciones de rectificado que se efectuarán sobre la pieza. Además, en el caso de obtener una HPD suficientemente elevada, se conseguirá austenizar completamente el material más próximo a la superficie y obtener una fase metalúrgica compuesta únicamente de martensita. Así, el material contenido en esta zona habrá alcanzado la máxima dureza que puede obtenerse mediante este proceso (que en el caso del acero AISI 1045 se encuentra en torno a los 760 HV). Este hecho resulta ventajoso ya que permitirá generar, posteriormente, diferentes grados de revenido en la pieza que conducirán a diferentes niveles de caída de dureza en la superficie.

**Etapa 2: minimización de los errores de planitud**

El objetivo de esta segunda etapa es mejorar la planitud de la superficie endurecida en el paso anterior. Esta operación resulta imprescindible para que durante la etapa posterior (pasada de revenido) la profundidad de pasada real se aproxime a la programada en el control de la máquina. No obstante, se ha de tener en cuenta, que durante este acondicionamiento de la pieza se deberá evitar la aparición de revenido.

En concreto, esta etapa se han llevado a cabo diez operaciones de planeado que han sido ejecutadas con los parámetros indicados en la Tabla 7 y en las que se ha empleado un caudal de taladrina de 35 l/min. Además, después de cada una de estas diez operaciones, se han ejecutado cuatro pasadas de apagado de chispa.

Así mismo, antes de comenzar con esta segunda etapa, se han ejecutado 10 pasadas de diamantado sobre la muela con una profundidad de pasada de  $20\ \mu\text{m}$  y con un overlap ratio  $U_d=10$ .

Prof. pasada $a_e$ (mm)	Vel. avance $v_w$ (mm/s)	Vel. muela $v_s$ (m/s)
0,01	333	30

Tabla 23. Parámetros de rectificado empleados en las operaciones de planeado.

Cabe señalar, que se llevó a cabo una prueba preliminar con el objetivo de determinar el número de operaciones de planeado. Así, en primer lugar, se verificó que la superficie endurecida mediante grind-hardening presentaba una geometría en forma de "U". Para ello, se empleó un reloj comparador Mitutoyo modelo 543-450B cuyo soporte magnético se acopló al bastidor del cabezal muela y cuyo émbolo se colocó perpendicular a la superficie planeada (ver Fig. 149).

Con el objetivo de ilustrar el procedimiento seguido para realizar esta medida, en la Fig. 149 se muestra un esquema de la pieza y, en éste, la posición del comparador se indica con la letra "A". La posición de referencia para las medidas (cero del comparador) se tomó a 10 mm del extremo de entrada de la muela en la pieza ( $w=10\ \text{mm}$ ) y en el centro de la anchura de la zona rectificada ( $b_s/2$ ). A continuación, se desplazó el comparador a lo largo de la pieza y se midió la diferencia de altura con el punto de referencia en otros 8 puntos espaciados 10 mm entre sí. Tal y como puede observarse en la Fig. 150, la máxima diferencia de altura entre los extremos de la pieza y la zona central fue de aproximadamente  $93\ \mu\text{m}$ .

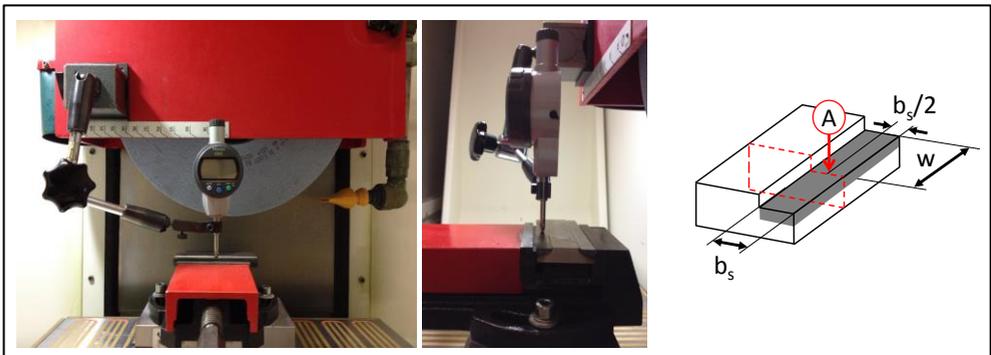


Fig. 149 Posición de las medidas realizadas con el comparador con el objetivo de verificar la planitud de la superficie rectificada.

## Capítulo IV: Estudio experimental del efecto del revenido durante el acabado...

Seguidamente, se llevaron a cabo consecutivamente las operaciones de planeado y, después de cada una de éstas, se verificó de nuevo la planitud de la superficie empleando el reloj comparador. Tras la octava operación de planeado, se observó que la diferencia de alturas a lo largo de toda la superficie rectificada era inferior a  $5 \mu\text{m}$  (ver Fig. 150). Ante este resultado, para las siguientes pruebas, se decidió realizar 10 operaciones de planeado durante esta etapa de acondicionamiento de la pieza.

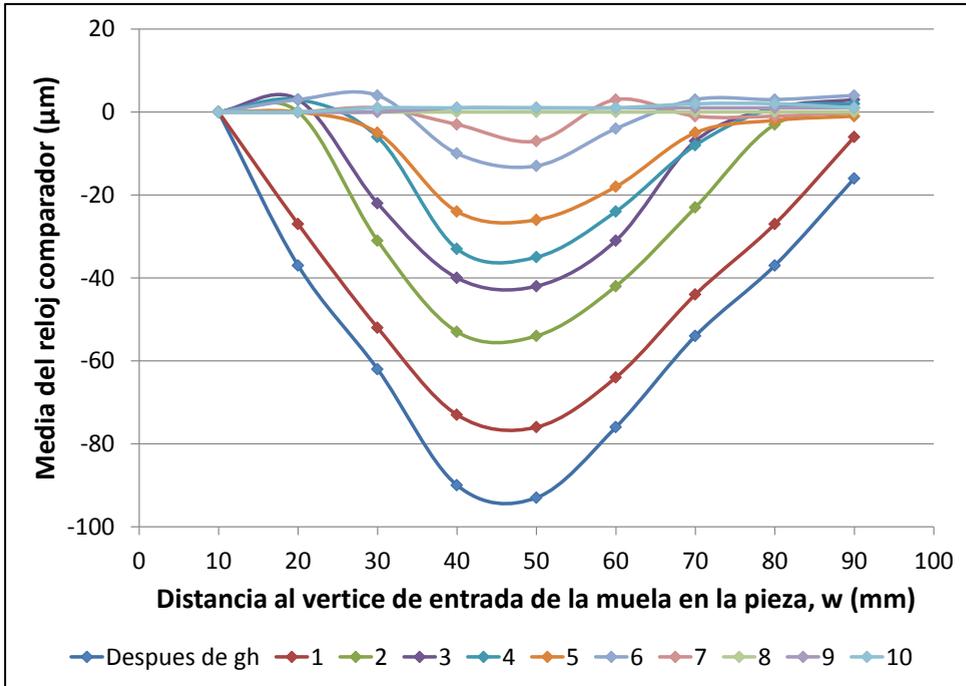


Fig. 150 Medidas de altura relativa tomadas con el reloj comparador con el objetivo de estimar la planitud de la zona rectificada.

Finalmente, se comprobó que el material de la pieza no había sufrido revenido durante las operaciones de planeado. Para ello, se seccionó la pieza en dirección transversal a la dirección de avance de la pieza a 50 mm del extremo de entrada de la muela (sección representada mediante una línea discontinua en la Fig. 149). Posteriormente, se llevó a cabo un ensayo de microdurezas en el centro de la anchura rectificada y se verificó que la dureza superficial no había descendido respecto de la obtenida en la fase de grind-hardening.

### **Etapa 3: ejecución de la pasada de revenido**

Esta última etapa tiene como propósito generar piezas con diferentes niveles de revenido de manera que se pueda estudiar la relación entre la  $E''_c$  generada y la caída de dureza en la superficie.

En primer lugar, se han ejecutado 10 pasadas de diamantado sobre la muela con una profundidad de pasada de  $20\ \mu\text{m}$  y con un overlap ratio  $U_d=10$ . A continuación, con el objetivo de generar el proceso de revenido, se ha llevado a cabo una pasada de rectificado plano sobre la zona de la pieza endurecida previamente. Durante este proceso, se han registrado las fuerzas de corte y las condiciones de refrigeración empleadas han sido las mismas que en la etapa anterior. Finalmente, se ha medido la rugosidad media  $R_a$  en el centro de la superficie rectificadas y en dirección transversal al avance de la pieza. Para ello, se ha empleado un rugosímetro Taylor Hobson Surtronic 25.

Por último, se ha cuantificado el nivel de revenido generado mediante la medición de la caída de dureza en la superficie de la pieza. Cabe mencionar que, si bien esta tarea puede realizarse mediante un ensayo de dureza Vickers, éste implicará la destrucción de la pieza. Teniendo en cuenta este aspecto, una alternativa no destructiva para obtener el valor de la dureza superficial podría ser la ejecución un ensayo Rockwell. No obstante, esta metodología se basa en realizar una percusión en dirección perpendicular a la superficie de la pieza y, por ello, cabe preguntarse hasta qué punto el material de menor dureza situado bajo la superficie puede influir en la medida de dureza obtenida.

Por consiguiente, con el objetivo de estudiar este último aspecto, se llevaron a cabo cuatro ensayos previos en los que la dureza del material se determinó con ambas metodologías (Tabla 24). Tal y como puede observarse, se seleccionó una relación de velocidades ( $v_s/v_w$ ) de 300 que favoreciera la aparición de revenido en la pieza. Asimismo, la velocidad de avance se mantuvo constante y se aumentó progresivamente la profundidad de pasada con el objetivo de inducir diferentes niveles de revenido.

Tras el ensayo, se estudió la dureza del material en un punto situado en el centro de la superficie rectificadas. En primer lugar, se llevó a cabo un ensayo Rockwell empleando un durómetro modelo Computest SC y, seguidamente, se obtuvo el perfil de la microdurezas siguiendo el procedimiento descrito previamente en el apartado III.2.1.4. .

$v_s$ (m/s)	$v_{w,teórico}$ (mm/s)	$a_{e,teórico}$ (mm)	$v_{w,real}$ (mm/s)	$a_{e,real}$ (mm)	Dureza (HRC)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
30	100	0,020	93	0,025	59,7	0,52
30	100	0,040	93	0,039	50,8	0,68
30	100	0,060	92	0,060	44,4	0,52
30	100	0,080	92	0,074	40,6	0,58

Tabla 24. Parámetros de rectificado empleados en el endurecimiento superficial de las piezas durante los ensayos de acabado.

En la Fig. 151 se muestran los perfiles de microdurezas obtenidos a partir de los ensayos Vickers junto con los valores de dureza superficial medidos con los ensayos Rockwell (convertidos a escala Vickers y representados como círculos). Tal y como puede verse, los valores registrados con este último método son coherentes con la tendencia de los perfiles de microdurezas obtenidos con los ensayos Vickers. A partir de este resultado, se concluye que el ensayo Rockwell es adecuado para obtener el valor de la dureza superficial y éste se ha empleado en los ensayos realizados con el objetivo de estudiar la aparición del revenido durante el rectificado.

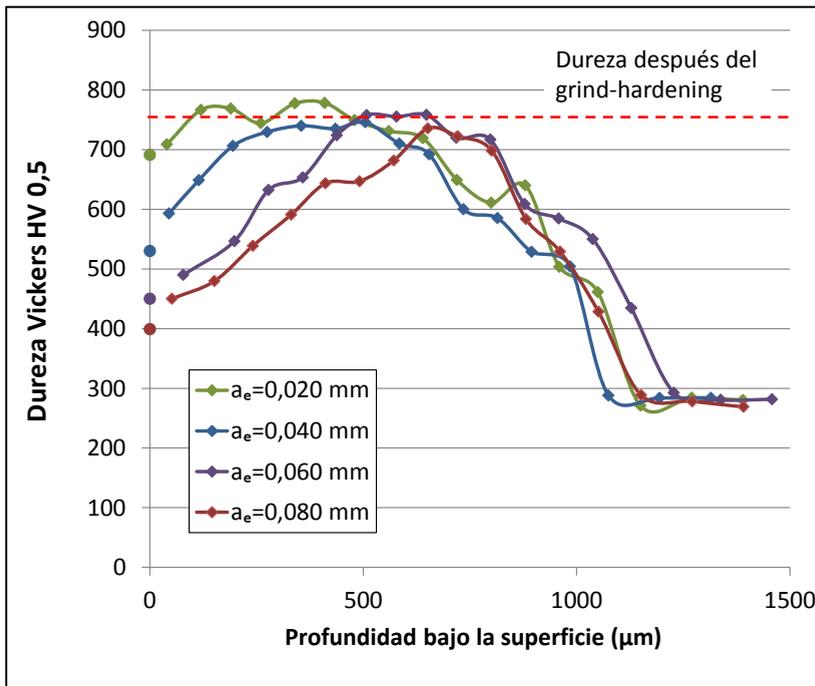


Fig. 151 Comparación de las metodologías de medición de dureza durante los ensayos previos de revenido

Por último, con el objetivo de ilustrar el efecto del revenido en la microestructura del material, la Fig. 152 muestra la sección de la pieza correspondiente al ensayo con  $a_e=0,080$  mm tras ser ataca con una disolución de ácido nítrico en alcohol al 4%. En esta se pueden distinguir 4 zonas con distinta coloración y, en cada una de éstas, la microestructura del material es diferente.

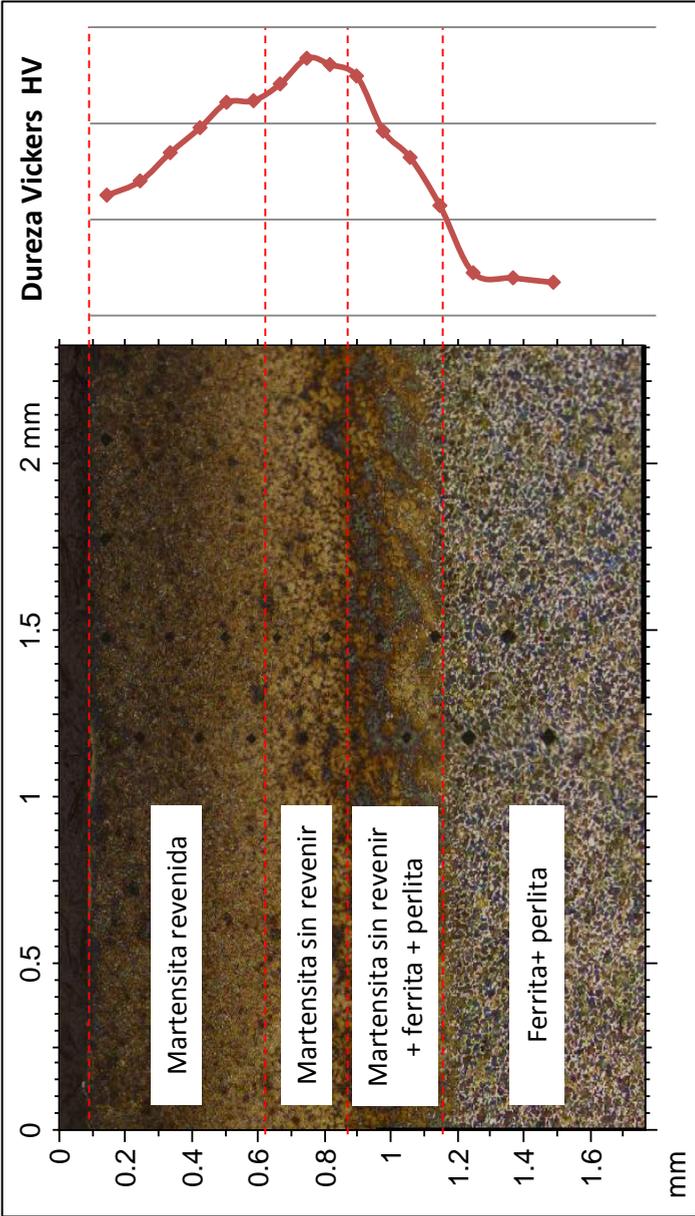


Fig. 152 Efecto del revenido en la microestructura y la dureza de la pieza.

### **IV.3. DISCUSIÓN DE RESULTADOS**

En este apartado, se presentarán y se analizarán los resultados obtenidos en los ensayos experimentales de rectificado plano realizados con el objetivo de investigar la relación entre  $E''_c$  y la caída de dureza en la superficie rectificada.

La Tabla 10 recoge las combinaciones de parámetros estudiadas. A la hora de definir los ensayos, se consideró mantener fija la velocidad de giro de la muela en 30 m/s, mientras que la velocidad de avance se varió entre 20 y 100 mm/s y la profundidad de pasada entre 0,02 y 0,1 mm. Es preciso señalar, que la selección de estos parámetros de rectificado se realizó con varios objetivos. En primer lugar, para poder generar diferentes grados de revenido de forma que fuera posible estudiar la relación entre  $E''_c$  y la dureza superficial del material. Además, se pretendió cubrir un rango de parámetros que representarán diferentes etapas del proceso de rectificado: desde condiciones más próximas a la etapa de desbaste, hasta las que se asemejan más a un proceso de acabado. Este aspecto queda reflejado en el rango de caudales específicos de viruta  $Q'_w$  seleccionados (entre 0,4 y 8 mm<sup>3</sup>/mm·s). El aumento del caudal de viruta específico conllevará una mayor cantidad de material eliminado por unidad de tiempo y, como consecuencia, una mayor severidad de la operación.

$v_{w,teórico}$ (mm/s)	$a_{e,teórico}$ (mm)	$Q'_{w,teórico}$ (mm <sup>3</sup> /mm s)	$h_{eq,teórico}$ (nm)	$v_{w,real}$ (mm/s)	$a_{e,real}$ (mm)	$E''_c$ (J/mm <sup>2</sup> )	Dureza (HRC)	Ra ( $\mu$ m)
20	0,020	0,4	13	19	0,015	1,2	62,2	0,24
20	0,030	0,6	20	20	0,031	2,3	63,8	0,24
20	0,040	0,8	27	19	0,046	3,3	62,6	0,26
20	0,060	1,2	40	19	0,052	3,6	55,2	0,32
20	0,070	1,4	47	19	0,062	4,6	48,0	0,36
20	0,080	1,6	53	19	0,091	6,2	40,7	0,34
20	0,100	2,0	67	19	0,106	8,4	64,9	0,42
40	0,020	0,8	27	38	0,011	1,0	60,3	0,34
40	0,030	1,2	40	39	0,021	1,5	62,5	0,38
40	0,040	1,6	53	38	0,048	3,0	37,8	0,52
40	0,060	2,4	80	37	0,054	3,6	44,4	0,40
40	0,080	3,2	107	37	0,086	5,4	55,7	0,40
60	0,020	1,2	40	56	0,016	1,2	58,3	0,38
60	0,040	2,4	80	57	0,036	2,2	50,2	0,54
60	0,060	3,6	120	56	0,052	2,7	43,2	0,50
60	0,080	4,8	160	55	0,078	4,3	46,8	0,40
80	0,020	1,6	53	74	0,011	0,6	62,6	0,36
80	0,030	2,4	80	74	0,030	1,5	53,4	0,52
80	0,040	3,2	107	75	0,041	1,8	51,5	0,50
80	0,060	4,8	160	76	0,059	2,6	43,7	0,38
80	0,080	6,4	213	74	0,083	3,8	47,9	0,32
100	0,020	2,0	67	93	0,025	0,9	59,7	0,52
100	0,040	4,0	133	93	0,039	1,7	50,8	0,68
100	0,060	6,0	200	92	0,060	2,1	44,4	0,52
100	0,080	8,0	267	92	0,074	3,0	40,6	0,58

Tabla 25 Ensayos realizados con el objetivo de estudiar la relación entre  $E''_c$  y la caída de dureza en el acabado de la pieza.

La Fig. 153 muestra la dureza final de la superficie en función de la  $E''_c$  registrada para cada uno de los ensayos realizados. Si se consideran los ensayos con la misma velocidad de avance teórica, pueden distinguirse dos fases diferenciadas. En una primera fase, la dureza superficial disminuye con el aumento de la  $E''_c$ . Este hecho estará provocado por el aumento de la fracción de martensita revenida. A continuación, a partir de un determinado valor de  $E''_c$ , el reblandecimiento se detiene y la dureza del material comienza a aumentar. En dicho punto, comenzará el proceso de reaustenización de la martensita (retemplado) y

## Capítulo IV: Estudio experimental del efecto del revenido durante el acabado...

la fracción de martensita re-austenizada aumentará a medida que aumenta la energía calorífica generada. Durante el enfriamiento de la pieza, esta austenita se transformará en una martensita sin revenir de elevada dureza.

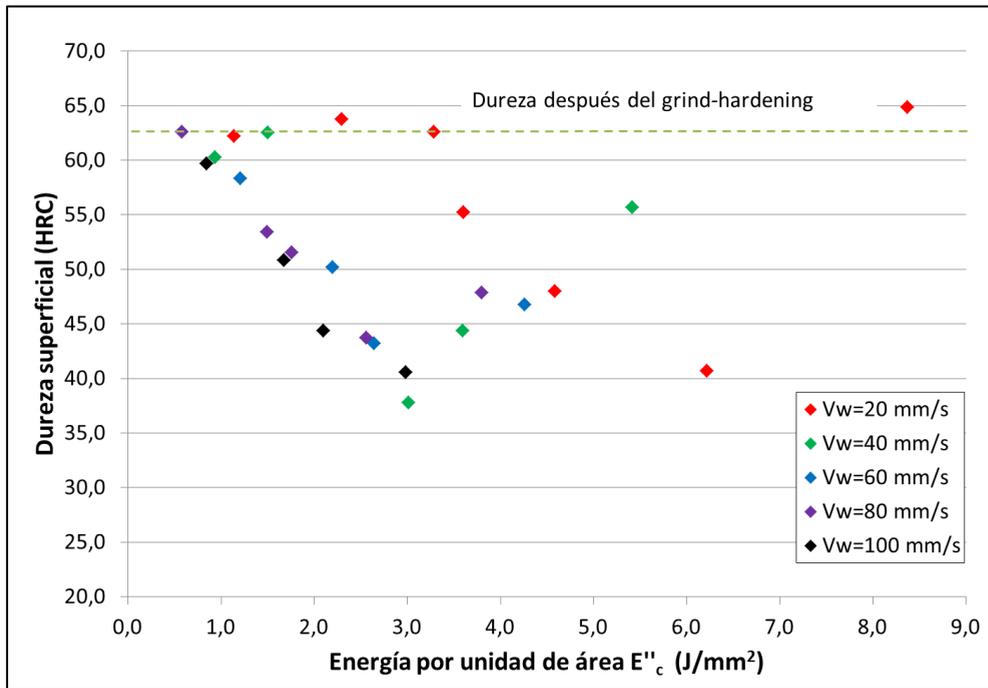


Fig. 153 Correlación entre la dureza superficial y la energía por unidad de área.

No obstante, si se toman los ensayos con una velocidad superior a 20 mm/s, los resultados sugieren que la relación entre la dureza final de la superficie y la  $E''_c$  es única e independiente de la combinación de parámetros de rectificado con la que se ha generado dicha energía. Los ensayos con la velocidad de avance más baja (20 mm/s), sin embargo, requieren de la generación de una mayor  $E''_c$  para producir el mismo nivel de revenido o retemplado en la pieza.

Llegados a este punto, se plantea la hipótesis de que este efecto estará provocado por un cambio en la fracción del calor generado que es evacuado hacia la pieza ( $R_w$ ). En concreto, el origen del descenso de  $R_w$  estaría provocado por un cambio de la etapa predominante durante el proceso de formación de la viruta.

Tal y como se ha comentado previamente, este cambio comenzaría en el momento en el que el espesor de viruta descendiera por debajo de un valor límite. En dicho instante, la fase de *ploughing* predominaría frente a la fase de corte y se emplearía más energía en deformar el material que en cizallarlo.

Así pues, para poder comprobar esta hipótesis es necesario utilizar un parámetro que permita cuantificar de forma adecuada el espesor de viruta. En este caso, se ha considerado el espesor de viruta máximo  $h_{cu,max}$  cuyo valor puede obtenerse a partir de la Ec. 4.

$$h_{cu,max} = 2 \cdot L \cdot \frac{v_w}{v_s} \cdot \sqrt{\frac{a_e}{d_s}}$$

donde  $L$  es el espaciado entre granos  $v_w$  es el valor de la velocidad de avance de la pieza,  $v_s$  es la velocidad de la muela,  $a_e$  es la profundidad de pasada y  $d_s$  es el diámetro de la muela.

La principal dificultad del empleo este parámetro radica en la cuantificación del espaciado entre granos  $L$ . Tal y como se ha descrito anteriormente, este valor depende de la naturaleza de la muela y de las condiciones de diamantado y su estimación se realiza habitualmente a partir de medidas topográficas de la muela. No obstante, en el caso en el que no se varíe las propiedades de la muela ni las condiciones de diamantado, el valor del espaciado entre granos puede tomarse como una constante. Así, bajo estas condiciones, el número adimensional  $h_{cu,max}/2L$  representará la influencia de los parámetros de rectificado en el valor del espesor de viruta máximo.

En la Fig. 154 se ha representado, de nuevo, la relación entre la dureza final de la pieza y la  $E''_c$  generada considerando el valor del número adimensional  $h_{cu,max}/2L$ . Tal y como se puede observar, aquellos ensayos con un valor inferior a  $1,2 \cdot 10^{-5}$  presentan un menor nivel de revenido para un determinado valor de energía generada. En este conjunto de ensayos, la fase de *ploughing* sería la predominante y el nivel de revenido menor tendría su origen en un menor valor de la fracción de calor evacuada hacia la pieza.

Así pues, si se detecta el valor  $h_{cu,max}/2L$  frontera y se trabaja por encima de este valor, existirá una relación única entre la dureza superficial y la  $E''_c$ . Bajo estas condiciones, el registro de este parámetro energético permitirá controlar el nivel de revenido generado en la pieza. Así, podrán marcarse diferentes valores de  $E''_c$  a no superar durante el proceso en función de los requerimientos del rectificado. En el caso en el que los componentes a rectificar sean críticos, será necesario seleccionar un valor de  $E''_c$  que asegure que no se va producir revenido alguno. Por el contrario, en componentes de menor responsabilidad, podría permitirse la aparición un revenido superficial controlado durante la pasada de desbaste que sería eliminado durante las pasadas de acabado. Este procedimiento, permitiría aumentar la profundidad de pasada del proceso y, como consecuencia, su productividad.

Además, se ha de tener en cuenta, que el valor de  $E''_c$  puede estimarse durante el proceso de rectificado de forma sencilla a partir del valor de la potencia consumida por el cabezal de la muela y de la velocidad de avance registrada por el encoder lineal de la mesa.

### Capítulo IV: Estudio experimental del efecto del revenido durante el acabado...

Por último, cabe mencionar, que para reducir la carga experimental durante la puesta a punto del rectificado final de la pieza, sería de utilidad desarrollar un modelo matemático que permitiera predecir la dureza final del material.

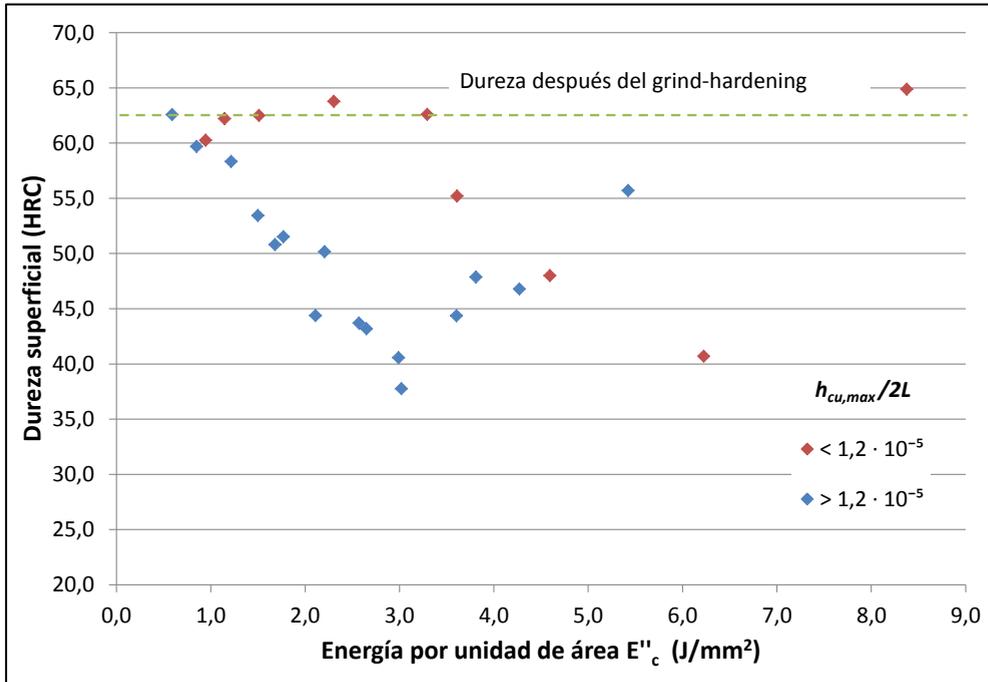


Fig. 154 Correlación entre la dureza superficial y la energía por unidad de área (influencia del espesor de viruta máximo).

#### **IV.4. CONCLUSIONES**

A partir de lo expuesto en este capítulo se desprenden las siguientes conclusiones:

- Los resultados de anteriores trabajos han mostrado que, tras el proceso de grind-hardening, las piezas presentan una precisión dimensional y un acabado superficial insuficientes por lo que la realización de un proceso de rectificado adicional se hace indispensable. Durante esta etapa final del proceso, es necesario controlar la aparición de revenido.
- Ante este problema, se ha planteado la hipótesis de que la energía por unidad de área  $E''_c$  estará relacionada con la caída de dureza generada por el proceso de revenido.
- Se han propuesto una metodología experimental para estudiar el proceso de revenido durante el acabado de piezas endurecidas mediante grind-hardening.
- Se han llevado a cabo ensayos de rectificado sobre piezas endurecidas mediante grind-hardening y se ha observado la existencia de una correlación entre la dureza superficial del material y la  $E''_c$  generada. Los resultados obtenidos sugieren que esta relación es unívoca si se trabaja por encima de un valor límite del espesor de viruta máximo.
- El control on-line de la  $E''_c$  podrá ser de utilidad para predecir el revenido durante el rectificado de piezas endurecidas previamente mediante grind-hardening.



---

**CAPITULO V: MODELIZACIÓN TÉRMICA DEL PROCESO  
DE GRIND-HARDENING**

---



## **V.1. INTRODUCCIÓN**

Tal y como se ha descrito en los capítulos anteriores, el grind-hardening es un nuevo proceso que aprovecha el calor generado durante el rectificado para producir un endurecimiento superficial de la pieza. Sin embargo, tras éste, las piezas poseen una precisión dimensional y un acabado superficial insuficientes y resulta necesario realizar el acabado de la pieza mediante una nueva operación de rectificado.

La implementación industrial de este proceso requiere de la resolución de dos problemas. En primer lugar, se ha de obtener la profundidad de capa templada (HPD) deseada durante la fase de endurecimiento (fase de grind-hardening). Así mismo, se ha de controlar la aparición de revenido durante la fase de rectificado final ya que éste tendría como consecuencia el descenso de la dureza superficial de la pieza.

Durante la puesta a punto de ambas fases, es necesario llevar a cabo numerosos ensayos experimentales de forma que se puedan seleccionar los parámetros de rectificado adecuados. Este proceso requiere habitualmente de un consumo de recursos y tiempo elevado y, además, es complejo extrapolar los resultados obtenidos a otras condiciones de rectificado como, por ejemplo, a otro tipo de muela, sistema de refrigeración o material.

Ante esto, la modelización de ambas etapas del proceso (grind-hardening y rectificado final) permitirá estudiar la influencia de los distintos parámetros de rectificado y, por lo tanto, facilitará su puesta a punto. En este sentido, recientemente se han propuesto modelos para simular el proceso de grind-hardening, pero su empleo presenta algunos inconvenientes como la definición de la magnitud de la fuente de calor o la consideración del calor evacuado por la viruta. Además, únicamente uno de los modelos de grind-hardening revisados es validado contra ensayos diferentes de los empleados en su calibración y el error relativo entre la HPD predicha y la real llega a ser de hasta el 25%. En cuanto a la caída de dureza durante el rectificado posterior, no se ha encontrado ningún modelo que permita simular este fenómeno.

En este capítulo, se va abordar la modelización del proceso completo de endurecimiento y acabado de las piezas sometidas a grind-hardening. En primer lugar, se presentará un modelo térmico del proceso de grind-hardening desarrollado con el objetivo estimar la HPD generada. Seguidamente, se modelizará térmicamente el rectificado final de la pieza y se presentará una metodología para predecir la caída de dureza en la superficie.

El primer paso en la modelización de ambos procesos consistirá en llevar a cabo una modelización térmica del rectificado. Tal y como se ha descrito en Capítulo II, la principal dificultad en la definición de un modelo térmico de rectificado reside en la cuantificación de  $R_{w,ch}$  y, por ello, los modelos son habitualmente calibrados mediante el ajuste de este

## Capítulo V: Modelización del proceso de grind-hardening

---

parámetro. Este ajuste se realiza mediante una metodología inversa que consiste en comparar las temperaturas predichas con el modelo con las reales y minimizar el error.

Sin embargo, la medición experimental de la temperatura en rectificado es una tarea compleja. Algunos autores han propuesto el empleo de termopares, pero el tiempo de respuesta de estos sensores es insuficiente para detectar los elevados gradientes de temperatura durante el proceso. Este hecho introduce una incertidumbre en las medidas de temperatura que afecta directamente a la precisión con la que el valor de  $R_{w,ch}$  es estimado. Además, se ha de tener en cuenta que el valor de  $R_{w,ch}$  depende también de las condiciones de rectificado empleadas y de las propiedades térmicas de la muela y de la pieza.

Empleando esta metodología inversa para condiciones de grind-hardening, Nguyen et al. [Ngu10b] han obtenido valores de  $R_{w,ch}$  comprendidos entre el 0,38 y 0,68, mientras que para condiciones de rectificado convencional, los valores encontrados en bibliografía se sitúan entre 0,49 y 0,83. Así pues, debido a que el rango de valores propuestos es muy amplio, resulta difícil seleccionar un valor de  $R_{w,ch}$  que permita calcular las temperaturas con errores relativos inferiores al 20%.

Por último, cabe indicar, que tanto el modelo de grind-hardening como el de rectificado convencional serán calibrados empleando los resultados de ensayos experimentales y tomando como parámetro de calibración  $R_{w,ch}$ . Finalmente, se verificará su validez comparando los valores predichos con cada modelo con los obtenidos en ensayos experimentales distintos de los empleados en la calibración.

## V.2. MODELIZACIÓN DEL PROCESO DE GRIND-HARDENING

### V.2.1. Definición del modelo

A la hora de desarrollar el modelo del proceso de grind-hardening, se ha tomado como punto de partida la revisión bibliográfica llevada a cabo en el Capítulo II. Así, se ha visto cómo todos los trabajos revisados parten de la modelización térmica del proceso y se han distinguido dos métodos para predecir el valor de la profundidad de capa endurecida (HPD). El primero se basa en predecir la dureza final de la pieza a partir de la estimación de la proporción de cada fase metalúrgica. El segundo, sin embargo, propone predecir la HPD determinando la profundidad a la cual se ha superado la temperatura de inicio de la austenización ( $T_{AC1}$ ). No obstante, se ha estimado que la diferencia entre los valores de HPD proporcionados por ambos es inferior al 4% y, por lo tanto, se ha decidido emplear el segundo método ya que únicamente requiere de la modelización térmica del proceso de grind-hardening.

El primer paso para desarrollar un modelo térmico de un proceso de rectificado (como el grind-hardening) consiste en identificar los principales flujos de entrada y salida del calor en la pieza. Así, en la Fig. 155 se han representado de forma esquemática el balance térmico junto con los parámetros más importantes del proceso de rectificado.

Como se ha mencionado previamente, puede considerarse que toda la energía consumida en el corte se transforma en calor en la zona de contacto. A continuación, este calor es transmitido a la muela ( $\dot{Q}_s$ ) y al conjunto formado por la pieza y a las virutas ( $\dot{Q}_{w,ch}$ ). Seguidamente, una parte de este calor ( $\dot{Q}_{w,ch}$ ) será evacuado por convección en la superficie ( $\dot{Q}_{conv}$ ), otra parte se evacuará con las virutas ( $\dot{Q}_{ch}$ ) y el resto será el responsable de incrementar la temperatura de la pieza ( $\dot{Q}_w$ ).

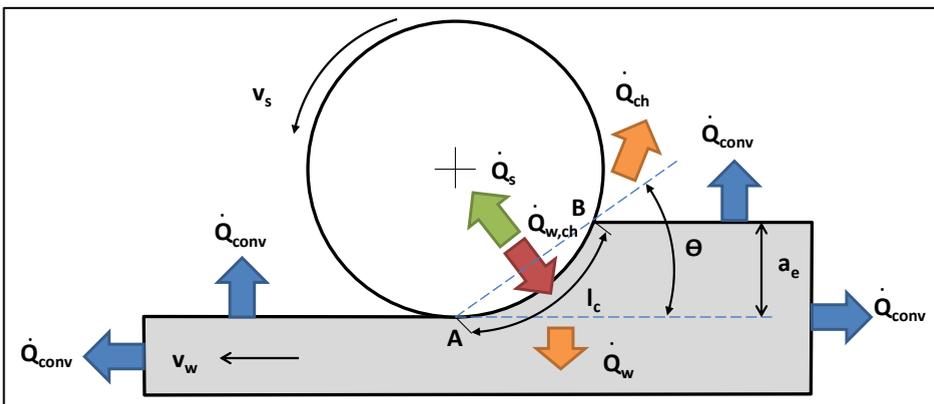


Fig. 155 Representación esquemática del problema térmico en rectificado plano.

## Capítulo V: Modelización del proceso de grind-hardening

---

Por otro lado, a partir de medidas experimentales, se ha observado cómo durante el rectificado se producen picos de temperatura de muy corta duración que se corresponden con la acción de cada uno de los granos con la superficie rectificada. Tal y como se ha comentado en la revisión del estado del arte, estos picos de temperatura alcanzan valores próximos a la temperatura de fusión del material, sin embargo, su duración se encuentra en el orden de las decenas de microsegundos. Como consecuencia, los cambios de fase metalúrgicos son originados por el campo térmico provocado por la acción conjunta de todos los granos.

De acuerdo con la ley de conservación de la energía, este campo de temperaturas puede ser estimado empleando la ecuación diferencial que caracteriza la conducción del calor en un sólido en régimen transitorio (Ec. 85).

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( k_w \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k_w \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k_w \cdot \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q} = \frac{\rho_w \cdot c_{p,w}}{k_w} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{Ec. 85}$$

donde  $k_w$  es la conductividad térmica del material,  $\rho_w$  es la densidad y  $c_{p,w}$  es el calor específico.

Para resolver esta ecuación (Ec. 85), algunos autores han optado por métodos analíticos, mientras que otros, por métodos numéricos. No obstante, los métodos numéricos permiten modelizar piezas de geometría compleja, implementar las condiciones de contorno de una forma más sencilla y considerar el efecto de la variación de las propiedades del material con la temperatura. Así pues, se ha decidido emplear el método de los elementos finitos para desarrollar el modelo térmico del proceso de rectificado.

Con el objetivo de aumentar la rapidez y la fiabilidad de la programación del modelo, se ha empleado un software de elementos finitos comercial. En concreto, se ha seleccionado el software ANSYS® y se ha utilizado el lenguaje de programación ANSYS Parametric Design Language (APDL) para desarrollar el modelo.

A modo de resumen, en la Fig. 156 se muestra un esquema del procedimiento a seguir para definir completamente el modelo térmico del proceso de grind-hardening mediante el método de los elementos finitos.

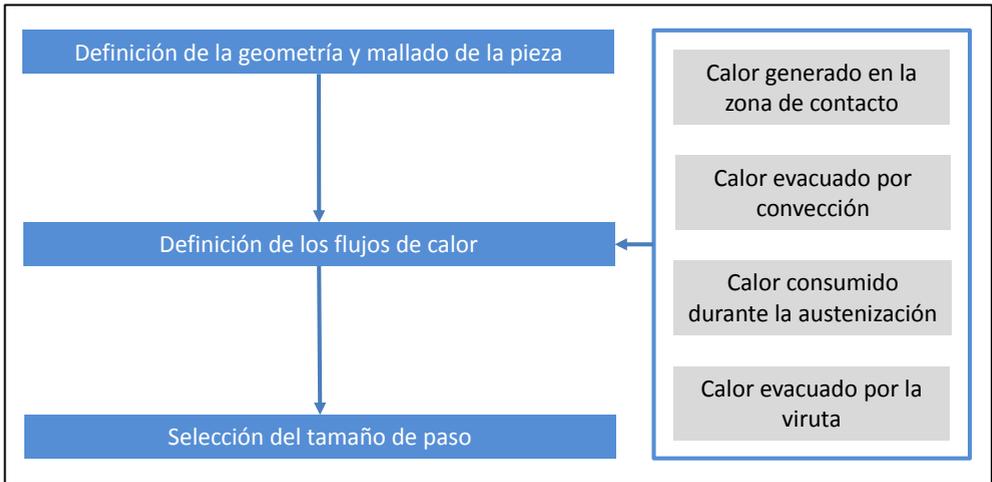


Fig. 156 Proceso de definición del modelo de elementos finitos del proceso de grind-hardening.

En primer lugar, se deberá definir la geometría de la pieza y su mallado. Se ha de tener en cuenta que las hipótesis simplificadoras introducidas durante este primer paso incidirán directamente en el número de grados de libertad del modelo (número de nodos) y, por lo tanto, condicionarán el tiempo computacional necesario para su resolución.

Tras la discretización de la pieza, el segundo paso será definir los flujos de entrada y salida de calor. En este sentido, el calor generado en la zona de contacto ( $\dot{Q}_{w,ch}$ ) se considerará como una fuente de calor que recorre la superficie de la pieza y tanto este flujo de calor como el correspondiente al calor evacuado por convección ( $\dot{Q}_{conv}$ ) se introducirán mediante sendas condiciones de contorno.

Así mismo, se ha de tener en cuenta que el proceso de austenización es un proceso que requiere de la absorción de calor para realizar el cambio de fase. A pesar de que este efecto no se ha considerado por otros autores, sí se incluirá en la definición del modelo.

Por lo que se refiere al calor evacuado por las virutas ( $\dot{Q}_{ch}$ ), éste puede representarse en un modelo de elementos finitos mediante la desactivación de los elementos asociados al material eliminado. La definición de la geometría de estos elementos conlleva una serie de dificultades que serán comentadas en el apartado V.2.1.4., pero se analizará la posibilidad de introducir varias simplificaciones para el caso concreto del grind-hardening.

Por último, antes de llevar a cabo la resolución del modelo, se ha de definir el intervalo de tiempo entre dos pasos consecutivos de la simulación (tamaño de paso) ya que éste posee una influencia directa en la precisión de la distribución de temperaturas obtenida.

Cada uno de los pasos necesarios para la definición del modelo será desarrollado en profundidad en los siguientes apartados.

### V.2.1.1. Definición de la geometría de la pieza y mallado

Tal y como se ha descrito anteriormente, la definición de la geometría de la pieza y su mallado condicionarán el número de grados de libertad del modelo y, por lo tanto, influirán directamente en el tiempo de computación requerido para su resolución. Ante esto, cabe preguntarse si es necesario representar la geometría completa de la pieza en tres dimensiones o si, de lo contrario, puede ser suficiente con un modelo simplificado.

Para poder estudiar el problema de forma simplificada habrá que tener en cuenta dos aspectos: la distribución de calor en la zona de contacto y la distribución de temperaturas. Por lo que respecta al calor generado, la comunidad científica ha aceptado que la mejor forma de representarlo es con una distribución triangular en la dirección longitudinal al avance de la pieza y con una distribución uniforme en la dirección transversal (ver Fig. 157).

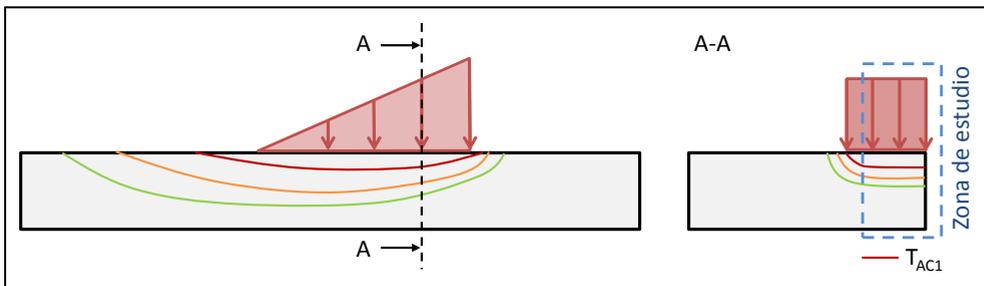


Fig. 157 Representación esquemática de la distribución de calor y temperaturas en el rectificado plano.

En cuanto a la distribución de temperaturas, en el trabajo desarrollado por Föckerer et al. [Föc13] puede observarse cómo las isothermas en la dirección transversal (sección A-A en Fig. 157) presentan una geometría análoga a la de la capa endurecida obtenida en los ensayos presentados en el Capítulo III. Así, ésta es aproximadamente constante en toda la anchura rectificada excepto en la zona más cercana a la parte de la pieza que no es rectificada. Este hecho resulta coherente ya que la frontera de la zona endurecida ha de estar marcada por la isoterma de la temperatura de inicio de cambio de fase  $T_{AC1}$ .

Así pues, si únicamente se desea estimar la HPD en la zona en la que ésta es aproximadamente constante, será suficiente con modelizar el problema térmico en dos dimensiones mediante la representación una sección longitudinal de la zona rectificada. Esta simplificación podrá realizarse debido a que tanto la fuente de calor como la distribución de temperaturas son constantes en la zona de estudio en la dirección transversal al avance de la pieza.

A la hora de desarrollar la geometría del modelo térmico en dos dimensiones, se ha tomado como punto de partida la revisión del estado del arte llevada a cabo en el Capítulo II. Así, se ha observado que la modelización un proceso de rectificado con alta profundidad de pasada, como el grind-hardening, requiere de la consideración del calor evacuado por las virutas ya que por este camino puede evacuarse hasta el 40% del calor generado [Ohi85, And08, Mal08].

El efecto del calor evacuado por las virutas puede representarse en un modelo MEF mediante la desactivación de los elementos asociados con el material eliminado. En concreto, este proceso de desactivación se lleva a cabo después de cada paso de la simulación en aquellos elementos que son dejados atrás por la fuente de calor y, para ello, se reduce su conductividad térmica hasta un valor próximo a cero.

Por otro lado, en la revisión del estado del arte se ha observado que la representación de la zona de contacto es otro aspecto clave en la modelización de los procesos de rectificado con alta profundidad de pasada. En este sentido, anteriores trabajos han concluido que no es necesario representar su forma circular sino que la consideración de un segmento inclinado proporciona resultados suficientemente precisos.

La Fig. 158 representa de forma esquemática la geometría del modelo térmico de grind-hardening en un paso intermedio. En ésta, se puede observar la zona correspondiente al material eliminado así como la posición y distribución de la fuente de calor. Cabe indicar, que posteriormente se estudiará si el calor evacuado por la viruta y la geometría de la zona de contacto pueden modelizarse de una forma más sencilla para condiciones de grind-hardening. Para ello, se desarrollarán dos modelos simplificados y se compararán con los resultados del modelo representado por la Fig. 158 (que en adelante será denominado "modelo A").

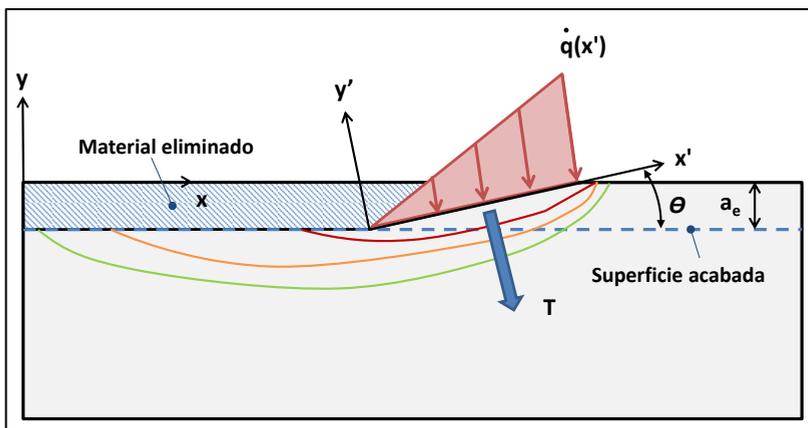


Fig. 158 Diagrama del primer modelo de grind-hardening (modelo A).

## Capítulo V: Modelización del proceso de grind-hardening

---

Una vez concretada la geometría, el siguiente paso será realizar el mallado de la pieza. Para llevar a cabo esta discretización de forma correcta, se han tenido en cuenta las zonas en las que los gradientes de temperatura son más fuertes ya que requieren del empleo de un tamaño de elemento más pequeño.

En el caso del rectificado, los gradientes son más elevados en zona más superficial y su valor desciende a medida que se toman puntos más alejados de la superficie. Así, tras realizar un estudio de las características de los gradientes térmicos en el proceso, se ha decidido dividir la pieza en cuatro regiones con un tamaño de elemento diferente: 33  $\mu\text{m}$  entre la superficie y 1 mm de profundidad, 100  $\mu\text{m}$  entre 1 y 3 mm de profundidad, 375  $\mu\text{m}$  entre 3 y 6 mm de profundidad y 1 mm entre 6 y 10 mm de profundidad. Por último, cabe señalar que para el mallado se ha empleado exclusivamente el elemento de ANSYS® PLANE55 compuesto por cuatro nodos y con un único grado de libertad en cada nodo (el valor de la temperatura).

### **V.2.1.2. Definición de las condiciones de contorno y de las condiciones iniciales.**

Ente apartado se describirá cómo se han considerado las condiciones de contorno necesarias para representar el calor generado en la zona de contacto y el calor evacuado por la viruta. Así mismo, para poder solucionar la ecuación diferencial de conducción de calor en régimen transitorio, será necesario introducir una condición de contorno adicional mediante la cual se defina la temperatura inicial en la pieza.

#### **Primera condición de contorno: consideración del calor generado en la zona de contacto**

El calor evacuado hacia el conjunto formado por la pieza y las virutas ( $\dot{Q}_{w,ch}$ ) ha sido representado como un flujo de calor definido sobre un sistema de referencia móvil. Este sistema de referencia ( $X'Y'$  en la Fig. 158) recorre la superficie de la pieza y avanza, tras cada paso de la simulación, una cantidad  $\Delta X$  que viene determinada por la velocidad de avance de la pieza  $v_w$  y el tamaño de paso  $\Delta t$  según la Ec. 86.

$$\Delta X = v_w \cdot \Delta t$$

Ec. 86

La definición completa de esta fuente de calor precisa la consideración de tres aspectos: la cantidad de calor asignada a ésta, la distribución del calor en la zona de contacto y la longitud de la zona de contacto.

Para cuantificar la cantidad de calor a asignar a esta fuente, se ha partido de la hipótesis de que toda la energía consumida en el proceso de corte se transforma en calor en la zona de contacto. Así, el calor total generado por unidad de tiempo  $\dot{Q}_t$  se ha tomado aproximadamente igual a la potencia de corte y su valor se ha estimado a partir de la medida de la fuerza tangencial y de la velocidad de giro de la muela (ver Ec. 87). Finalmente, se ha

asignado a la fuente de calor la parte que es evacuada hacia el conjunto formado por la pieza y la viruta y, para ello, se ha considerado el factor  $R_{w,ch}$  (ver Ec. 88).

$$\dot{Q}_t \cong P_c = F_t \cdot v_s \quad \text{Ec. 87}$$

$$\dot{Q}_{w,ch} = R_{w,ch} \cdot \dot{Q}_t \cong R_{w,ch} \cdot F_t \cdot v_s \quad \text{Ec. 88}$$

Por otra parte, ha de tenerse en cuenta que la distribución del flujo de calor en la zona de contacto influirá directamente en la distribución de temperaturas en la pieza. En este sentido, se ha decidido emplear una distribución triangular ya que ésta permite obtener una distribución de temperatura lo próxima a la real (ver Fig. 158).

En cuanto a la longitud de la zona de contacto, su valor se ha estimado empleando el modelo propuesto previamente por Rowe y Qi [Row93]. Cabe indicar que este modelo se ha seleccionado ya es aceptado por la comunidad científica, es sencillo, fácil de implementar y, además, incluye los efectos de las deformaciones elásticas y la rugosidad. Así, el cálculo de la longitud de contacto se ha realizado a partir de la Ec. 17.

$$l_c = \left( \frac{8 \cdot R_r^2 \cdot F_n \cdot d_s}{\pi \cdot b_s \cdot E^*} + a_e \cdot d_s \right)^{1/2}$$

En esta expresión,  $R_r$  es un factor experimental que depende de la rugosidad de los cuerpos en contacto,  $F_n$  es la fuerza normal,  $d_s$  es el diámetro de la muela,  $b_s$  es la anchura de la muela comprometida en corte y  $E^*$  es el valor del módulo de Young equivalente. Este último factor recoge la influencia de las propiedades elásticas de muela y pieza y puede estimarse a partir de la Ec. 16.

$$E^* = \left( \frac{1 - \nu_w^2}{E_w} + \frac{1 - \nu_s^2}{E_s} \right)^{-1}$$

donde,  $E_w$  y  $E_s$  son los módulos de elasticidad de muela y pieza respectivamente y  $\nu_w$  y  $\nu_s$  son los coeficiente de Poisson de la muela y de la pieza respectivamente.

Los datos necesarios para llevar a cabo la estimación de la longitud de contacto se han tomado del trabajo de Rowe y Qi [Row93] para el caso del contacto de una muela de alúmina vitrificada con una pieza de acero y se muestran en la Tabla 26.

$E_s$ (MPa)	$\nu_s$	$E_w$ (MPa)	$\nu_w$	Rr
49,6	0,22	213	0,29	5

Tabla 26 Parámetros de rectificado empleados en las operaciones de planeado.

## Capítulo V: Modelización del proceso de grind-hardening

---

Así pues, teniendo en cuenta las consideraciones realizadas en este apartado, el flujo de calor por unidad de tiempo asignado a la fuente de calor se ha definido a partir de la Ec. 89.

$$\dot{q}(x') = 2 \cdot \frac{\dot{Q}_{w, ch}}{b_s \cdot l_c} \cdot \frac{x'}{l_c}, 0 \leq x' \leq l_c \quad \text{Ec. 89}$$

### **Segunda condición de contorno: consideración del calor evacuado por convección**

El efecto del calor evacuado por la convección del fluido que rodea la pieza ha sido simulado mediante una condición de contorno del tipo Neumann según la siguiente expresión:

$$-k_w \cdot \frac{\partial T}{\partial \vec{n}} = h \cdot (T_s - T_\infty) \quad \text{Ec. 90}$$

donde  $\vec{n}$  es el vector unitario normal a la superficie en la que se aplica la condición de contorno,  $h$  es el coeficiente de transferencia de calor  $T_s$  es la temperatura de la superficie y  $T_\infty$  es la temperatura del fluido que rodea la pieza.

En este caso, la estimación del coeficiente de convección de calor se ha llevado a cabo empleando una correlación empírica (Ec. 91) que representa el caso de una placa sometida a un flujo de aire transversal [Inc90].

$$h = \frac{Nu \cdot k_{air}}{L_h} \quad \text{Ec. 91}$$

donde  $Nu$  es el número adimensional de Nusselt,  $L_h$  es la longitud característica y  $k_{air}$  es la conductividad térmica del aire.

En la expresión anterior, el número adimensional de Nusselt se ha estimado para condiciones de régimen ligeramente turbulento a partir de las Ec. 92 y de la Ec. 93.

$$Nu = (0,037 \cdot Re^{0.8} - 871) \cdot Pr^{1/3} \quad \text{Ec. 92}$$

$$Re = \frac{v_\infty \cdot L_h}{\zeta_{air}} \quad \text{Ec. 93}$$

donde  $Pr$  es el número adimensional de Prandtl,  $Re$  es el número adimensional de Reynolds,  $v_\infty$  es la velocidad del aire en la zona alejada del contacto y  $\zeta_{air}$  es la viscosidad cinemática del aire.

Así, partiendo de las expresiones anteriores (Ec. 91, Ec. 92 y Ec. 93), se ha decidido considerar un valor del coeficiente de convección de  $80 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$  para simular el proceso de grind-hardening en seco.

**Condición inicial de temperatura**

La resolución del problema térmico requiere de la definición de la temperatura inicial en cada nodo del modelo. Partiendo de la consideración de que todos los puntos de la pieza se encuentran a la misma temperatura antes de iniciar el rectificado, se ha introducido una condición inicial de la siguiente forma:

$$T(x, y, t)|_{t=0} = T_0 \quad \text{Ec. 94}$$

donde  $T_0$  es la temperatura inicial de la pieza.

**V.2.1.3. Consideración del calor absorbido por el proceso de austenización**

La austenización de un acero hipoeutectoide es un proceso endotérmico, es decir, requiere de la absorción de calor para la consecución del cambio de fase. Este efecto, ha de tenerse en cuenta en la definición del modelo ya que posee una influencia directa en la temperatura del material.

Por consiguiente, tras cada paso de la simulación, se ha introducido en cada elemento un sumidero de calor que representará el calor consumido por el proceso de austenización en el paso anterior. Para ello, se ha definido una carga de volumen negativa cuya magnitud ha sido estimada a partir de la siguiente expresión:

$$\dot{q}_a = \frac{\rho_w \cdot \Delta H \cdot \Delta \varphi_a}{\Delta t} \quad \text{Ec. 95}$$

donde  $\rho_w$  es la densidad del material,  $\Delta H$  es la entalpía de cambio de fase,  $\Delta \varphi_a$  es el incremento de la fracción de austenita en el paso anterior dentro del elemento y  $\Delta t$  es el tiempo de paso.

De cara a emplear la expresión anterior, es necesario conocer cómo evoluciona la fase austenítica durante el calentamiento de la pieza. Sin embargo, en la bibliográfica analizada, no se ha encontrado ningún modelo metalúrgico que represente el proceso de austenización a las velocidades de calentamiento que tienen lugar durante el grind-hardening (entre  $10^7$  y  $10^8$  °C/s [Bri97]). Así, partiendo de esta consideración, se va a proponer una forma para estimar la evolución de la austenización en procesos con velocidades de calentamiento elevadas.

La Fig. 159 muestra cómo evolucionan las temperaturas críticas  $T_{AC1}$  y  $T_{AC3}$  con la velocidad de calentamiento para el acero AISI 1045. Tal y como se puede ver, a medida que se emplean velocidades de calentamiento mayores, la temperatura necesaria para que comience el proceso de austenización ( $T_{AC1}$ ) es mayor. Así mismo, esta tendencia puede observarse también en la temperatura que marca el final de la austenización ( $T_{AC3}$ ). Cabe

## Capítulo V: Modelización del proceso de grind-hardening

mencionar, que este hecho resulta lógico ya que a medida que disminuye el tiempo de calentamiento se hace necesario emplear una mayor temperatura para favorecer el proceso de difusión.

Sin embargo, a partir de una frontera situada entre 300 y 1000°C/s el aumento de las temperaturas críticas  $T_{AC1}$  y  $T_{AC3}$  se detiene y éstas permanecen constantes. Ante este resultado, cabría plantear que la influencia del tiempo es despreciable frente a la influencia de la temperatura a velocidades de calentamiento elevadas. Por ello, se ha considerado la hipótesis de que la evolución de la fase austenítica se produce de forma uniforme entre las temperaturas  $T_{AC1}$  y  $T_{AC3}$ .

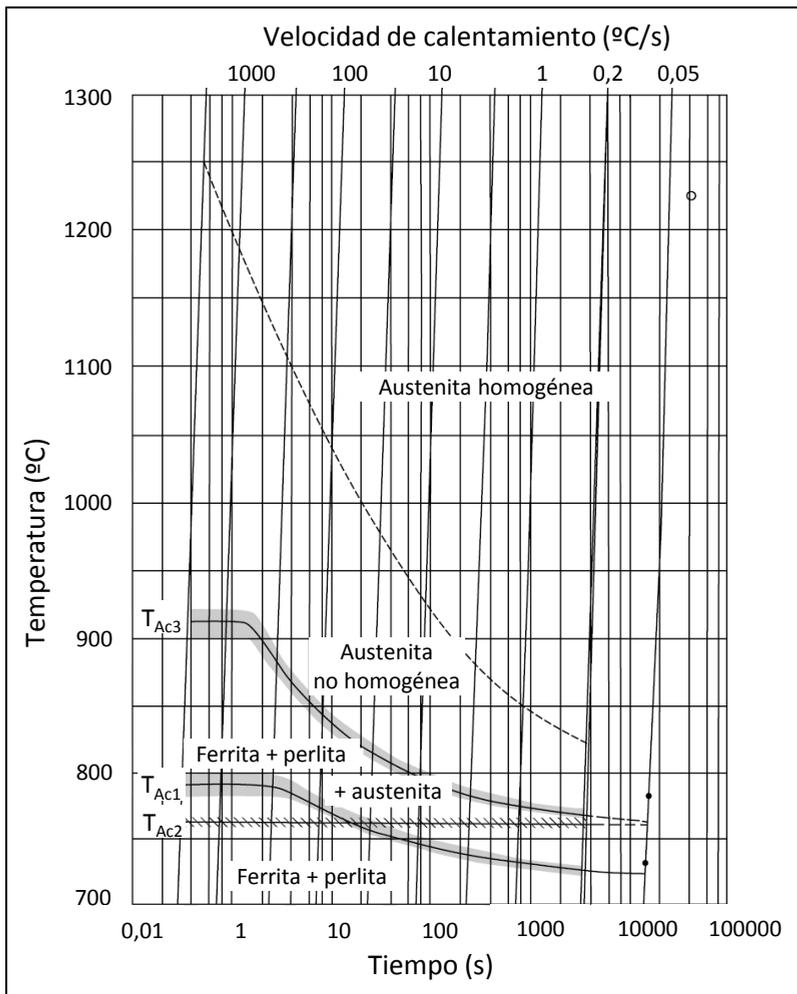


Fig. 159 Diagrama TTA para el acero AISI 1045. Adaptado de [Tot06].

#### **V.2.1.4. Consideración del calor evacuado por las virutas**

Tal y como se ha comentado previamente, en la modelización de los procesos de rectificado con alta profundidad de pasada (como el *crep-feed grinding*, el HEDG o el grind-hardening) habrá que tener en cuenta la influencia del calor evacuado por las virutas.

A partir de los trabajos revisados en el Capítulo II, se ha observado que la introducción de este efecto en un modelo de elementos finitos requiere la consideración de dos aspectos. Por un lado, se deberá representar correctamente la geometría de la zona de contacto. Así mismo, se han de desactivar los elementos asociados con el material eliminado a medida que avanza la fuente de calor.

Respecto a la geometría de la zona de contacto, tal y como se ha descrito previamente, ésta puede representarse de forma simplificada mediante un segmento inclinado de longitud igual a la longitud de contacto  $l_c$  y con una inclinación igual al ángulo de contacto (ángulo  $\theta$  en la Fig. 155).

Mediante la Tabla 27, se pretende ilustrar el orden de magnitud de los valores entre los que se encuentra el ángulo de contacto para la operación de grind-hardening. Tal y como se puede observar, si se introducen profundidades de pasada entre 0,1 mm y 1 mm y se emplean muelas de entre 200 y 400 mm de diámetro, el ángulo de contacto es siempre inferior a 5°. Cabe indicar que, para realizar esta estimación del ángulo de contacto, se ha empleado el valor geométrico de la longitud de la zona de contacto. No obstante, el valor de la longitud de contacto real ha de ser mayor al geométrico y proporcionaría valores aún menores.

$a_e$ (mm)	$d_s$ (mm)	$l_g$ (mm)	$\theta$ (°)
0,1	200	4,5	1,3
0,5	200	10,0	2,9
1	200	14,1	4,1
0,1	300	5,5	1,0
0,5	300	12,2	2,3
1	300	17,3	3,3
0,1	400	6,3	0,9
0,5	400	14,1	2,0
1	400	20,0	2,9

Tabla 27 Estimación del ángulo de contacto para condiciones de grind-hardening.

En este punto, es preciso señalar, que la representación de la geometría de la zona de contacto mediante un segmento inclinado presenta varios inconvenientes. Por un lado,

## Capítulo V: Modelización del proceso de grind-hardening

debido a que el ángulo de contacto es sumamente pequeño, en el mallado de la pieza resulta imprescindible introducir elementos con ángulos agudos. Por otra parte, si se modeliza el proceso de grind-hardening aplicado a piezas de una geometría más compleja, la definición de los elementos de la zona de contacto presenta una dificultad elevada.

Por consiguiente, se ha estudiado la posibilidad de representar la geometría de la zona de contacto de una forma más sencilla para el proceso de grind-hardening. Para ello, se ha tomado como punto de partida el trabajo realizado por Jin et al. [Jin02] en el que se estudia la influencia del ángulo de contacto en la modelización del proceso de rectificado. Tal y como se puede ver en la Fig. 160, los autores concluyen que la influencia del ángulo de contacto aumenta con el aumento del número adimensional de Peclet. Este número adimensional se define para el proceso de rectificado a partir de la Ec. 54.

$$Pe = \frac{v_w \cdot l_c}{4 \cdot \alpha_w}$$

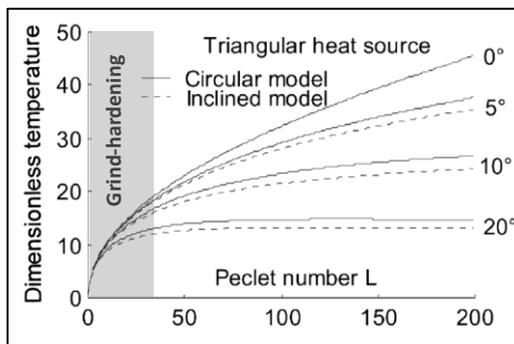


Fig. 160. Efecto del ángulo de contacto y del número de Peclet en la temperatura. Adaptado de [Jin02].

A la vista de este resultado, se ha obtenido una estimación del rango de valores entre los que se encuentra el número de Peclet para condiciones de grind-hardening (Tabla 28). Tal y como puede observarse, los valores obtenidos para este número adimensional se encuentran en un rango de entre 1 y 36 y, por lo tanto, podría plantearse la hipótesis de que la influencia del ángulo de contacto es despreciable para condiciones de grind-hardening.

Para comprobar esta hipótesis, se han desarrollado dos modelos de elementos finitos cuya única diferencia es la representación de la geometría de la zona de contacto. El primer modelo (modelo A) se ha mostrado previamente en la Fig. 158 y en él la fuente de calor se ha aplicado sobre un segmento que se encuentra inclinado un ángulo igual al ángulo de contacto  $\theta$ . El segundo modelo (modelo B) se muestra de forma esquemática en la Fig. 158 y en éste la fuente de calor ha sido aplicada en un segmento paralelo a la superficie

acabada de la pieza tras el rectificado. Cabe señalar, que en ambos modelos el efecto del calor evacuado por la viruta se ha representado mediante la desactivación de elementos.

$a_e$ (mm)	$v_w$ (mm/s)	$Q'_w$ (mm <sup>3</sup> /mm s)	$d_s$ (mm)	$l_g$ (mm)	$\alpha_w$ (mm <sup>2</sup> /s)	Pe (-)
0,1	1	1	400	20,0	14,15	1
0,5	2	1	400	14,1	14,15	2
1	10	1	400	6,3	14,15	4
0,1	3	3	400	20,0	14,15	4
0,5	6	3	400	14,1	14,15	6
1	30	3	400	6,3	14,15	13
0,1	8	8	400	20,0	14,15	11
0,5	16	8	400	14,1	14,15	16
1	80	8	400	6,3	14,15	36

Tabla 28 Estimación del número de Peclet para condiciones de grind-hardening

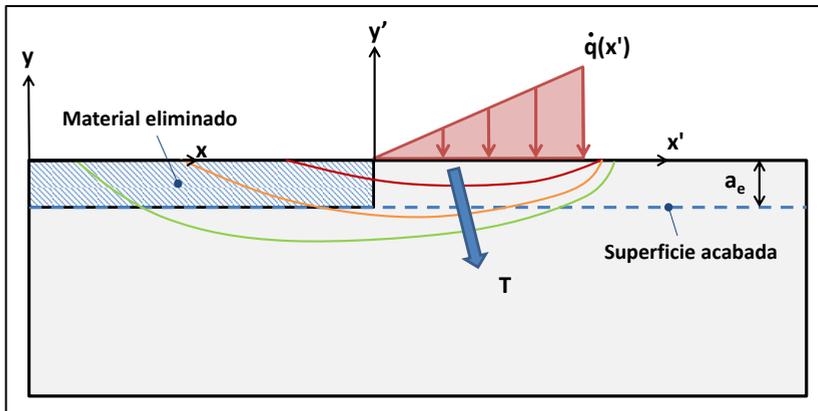


Fig. 161 Diagrama del segundo modelo de grind-hardening (modelo B).

A continuación, se han comparado los resultados proporcionados por los modelos A y B llevando a cabo quince simulaciones con las combinaciones de los parámetros de entrada que se muestran en la Tabla 29. Cabe señalar, que estas combinaciones han sido seleccionadas con el objetivo de estudiar la influencia de la variación de la profundidad de pasada, la velocidad de avance y las fuerzas de corte. Así mismo, para todas las simulaciones, se ha considerado un valor de velocidad de giro de muela de 30 m/s y  $R_{w,ch}$  se ha tomado igual a la unidad.

**Capítulo V: Modelización del proceso de grind-hardening**

Simulación	$a_e$ (mm)	$v_w$ (mm/s)	$F'_t$ (N/mm)	$F'_n$ (N/mm)
1	0,1	40	12	24
2	0,2	40	12	24
3	0,3	40	12	24
4	0,4	40	12	24
5	0,5	40	12	24
6	0,2	40	12	24
7	0,2	50	12	24
8	0,2	60	12	24
9	0,2	70	12	24
10	0,2	80	12	24
11	0,2	40	8	16
12	0,2	40	10	20
13	0,2	40	12	24
14	0,2	40	14	28
15	0,2	40	16	32

*Tabla 29 Combinaciones de parámetros de entrada empleadas en la comparación de los modelos.*

Seguidamente, tras cada simulación, se ha estimado la HPD determinando la profundidad bajo la superficie acabada a la que la temperatura predicha por el modelo ha superado la temperatura de inicio del proceso de austenización  $T_{AC1}$  (790°C para el caso del acero AISI 1045). A modo de ejemplo, en la Fig. 162 se muestra la distribución de temperaturas para la segunda simulación en el momento en el que la fuente de calor se encuentra en el centro de la pieza. Así mismo, en la parte superior de la imagen se puede observar la fuente de calor aplicada sobre los elementos del modelo.

Por otra parte, en la Fig. 163 se muestra la distribución de temperaturas en la pieza en tres posiciones diferentes de la fuente de calor. En concreto cuando ésta ha recorrido 4 mm, 18 mm y 32 mm sobre la superficie de la pieza. Tal y como se puede ver, una vez que la fuente de calor ha entrado una cantidad determinada en la pieza, la isoterma a la que marca el inicio de la austenización (790°C) no cambia su geometría. Partiendo de esta consideración, si únicamente se desea estimar la profundidad máxima a la que se alcanza esta temperatura en el centro de la pieza, bastará con simular el número de pasos suficiente para que la geometría de la isoterma de 790°C alcance el estado estacionario ya que, de esta forma, podrá disminuirse considerablemente el coste computacional. En este sentido, se observó que, para todas las simulaciones, el estado estacionario se alcanzaba aproximadamente cuando la fuente de calor había recorrido una distancia igual a 1,5 veces la longitud de contacto.

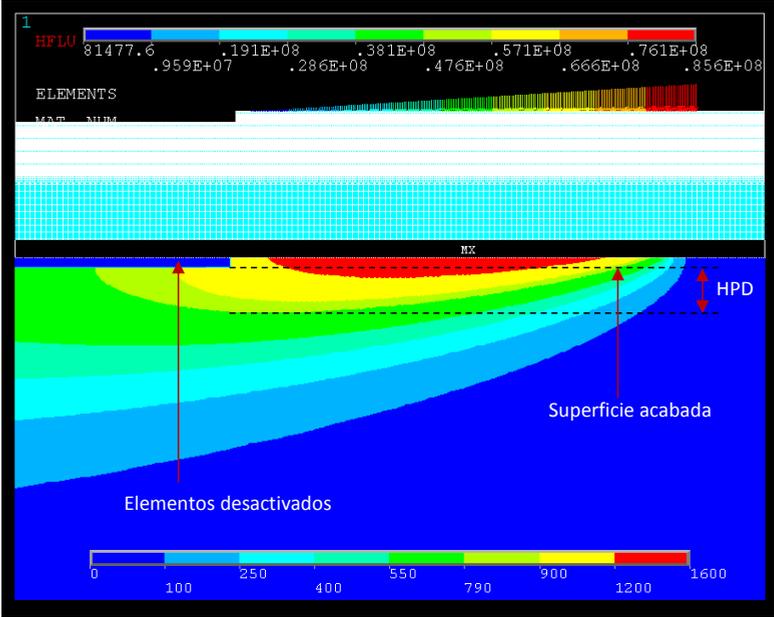


Fig. 162 Estimación de la profundidad de capa endurecida (HPD) en el modelo de elementos finitos B

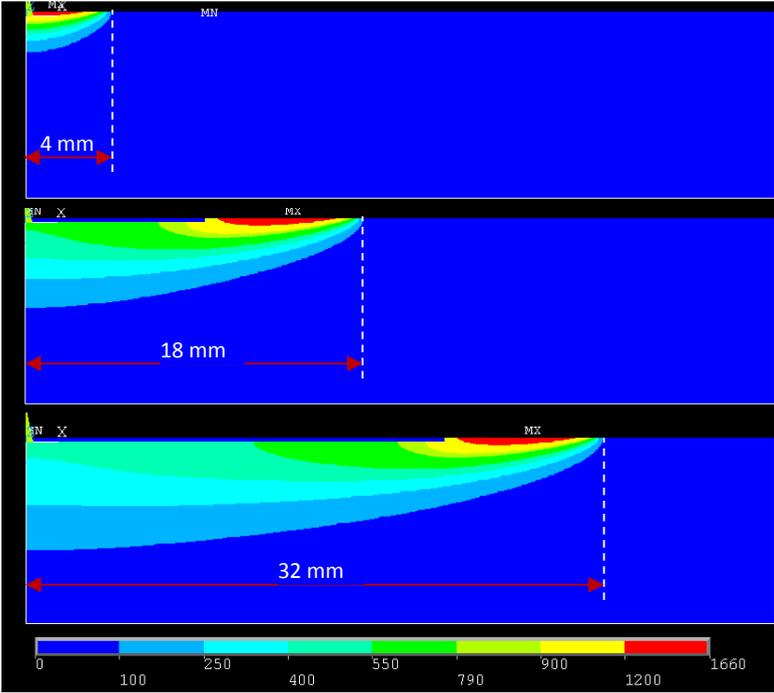


Fig. 163 Distribución de temperaturas en la pieza en tres instantes de tiempo diferentes de la pasada de grind-hardening (temperaturas estimadas con el modelo de elementos finitos B).

## Capítulo V: Modelización del proceso de grind-hardening

En la Fig. 164, se muestran los valores de HPD obtenidos con el modelo A y B para las combinaciones de parámetros estudiadas. La diferencia máxima en la HPD predicha por ambos modelos es inferior a 5  $\mu\text{m}$  y, por lo tanto, se concluye que para la modelización del proceso de grind-hardening no es necesario considerar el efecto del ángulo de contacto.

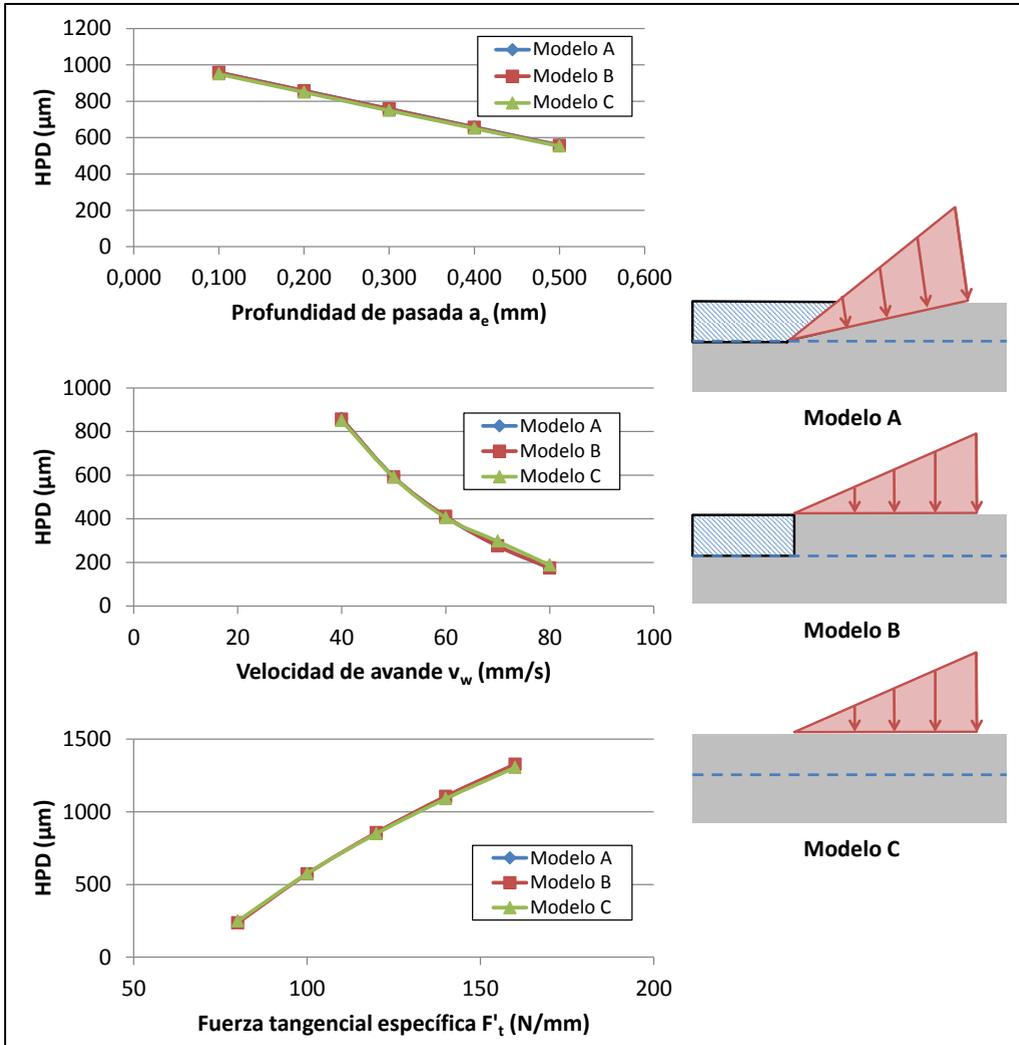


Fig. 164 Comparación de los valores de HPD obtenidos para cada uno de los tres modelos de grind-hardening desarrollados.

Por último, se va a estudiar si la desactivación de elementos resulta necesaria para considerar el calor evacuado por la viruta ya que este proceso ha de repetirse tras cada paso y, por lo tanto, presenta un coste computacional. Así, se ha desarrollado un tercer modelo (modelo C) cuya única diferencia con el segundo modelo es que no se ha

implementado la desactivación de elementos tras el avance de la fuente de calor (ver Fig. 165). En este modelo, la HPD ha sido estimada definiendo una superficie de referencia a una profundidad igual a la profundidad de pasada  $a_e$  y estimando, a continuación, la profundidad bajo esta superficie a la cual se ha superado la temperatura de cambio de fase  $T_{AC1}$  (ver Fig. 166). A continuación, se han simulado los quince casos definidos en la Tabla 29 con este último modelo y los resultados se muestran en la Fig. 164 junto con los obtenidos previamente con los modelos A y B. La diferencia máxima en la HPD predicha por los tres modelos desarrollados es del  $10\ \mu\text{m}$  y, por lo tanto, la nueva forma propuesta para representar el efecto del calor evacuado por la viruta se puede considerar equivalente a la desactivación de elementos. Partiendo de esta consideración, el modelo C será el empleado en adelante debido a su mayor simplicidad y menor coste computacional.

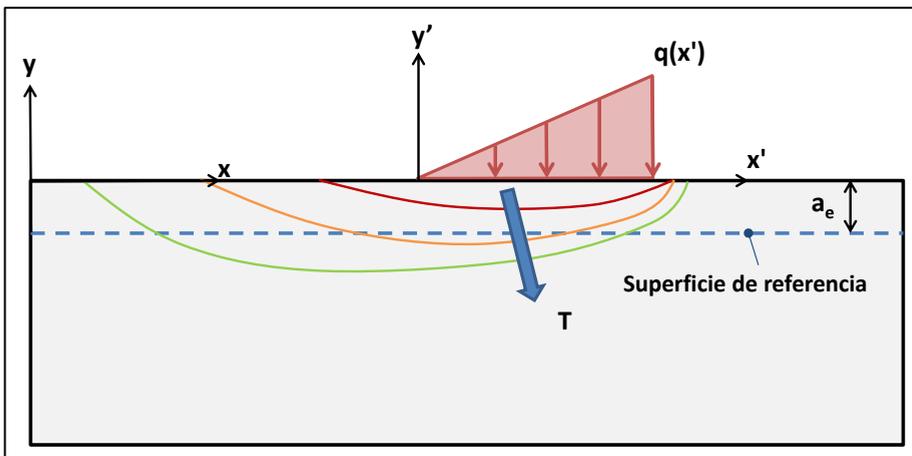


Fig. 165 Diagrama del tercer modelo de grind-hardening (modelo C).

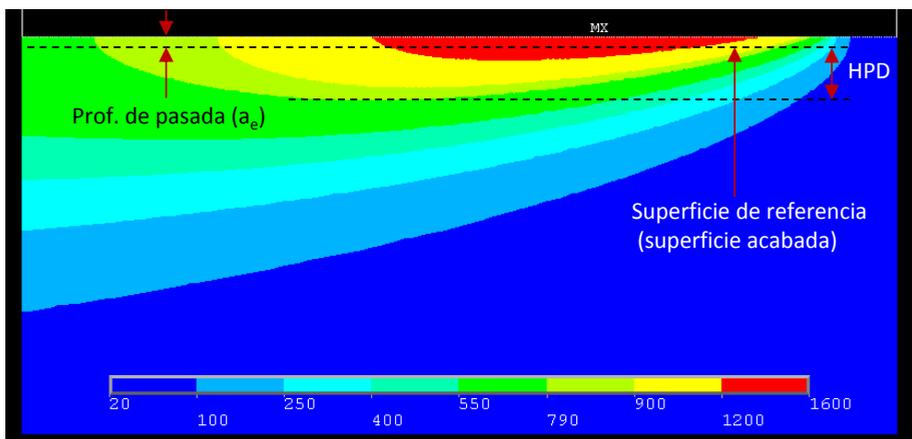


Fig. 166 Estimación de la profundidad de capa endurecida (HPD) en el modelo de elementos finitos B

**V.2.1.5. La influencia del tamaño de paso**

Tal y como se ha descrito anteriormente, el movimiento de la fuente de calor es discretizado de tal forma que, después de cada paso, ésta avanza una distancia ( $\Delta X$ ) que dependerá de la velocidad de avance y del tamaño de paso ( $\Delta t$ ) seleccionado (Ec. 86). De esta forma, la selección de  $\Delta t$  condicionará el número de pasos necesarios para que la fuente recorra toda la superficie de la pieza y, por lo tanto, tendrá una influencia directa en el tiempo computacional requerido por la simulación.

No obstante, ha de tenerse en cuenta que una discretización demasiado grosera del movimiento de la pieza podrá afectar a la precisión de la distribución de temperaturas obtenida. Con el objetivo de ilustrar este efecto, se han llevado a cabo cinco simulaciones con los mismos valores de  $a_e, v_w, F'_t$  y  $F'_n$  y un  $\Delta t$  diferente.

Simulación	$a_e$ (mm)	$v_w$ (mm/s)	$F'_t$ (N/mm)	$F'_n$ (N/mm)	$\Delta t$ (s)	$\Delta X$ (mm)
1	0,2	40	12	24	0,005	0,2
2	0,2	40	12	24	0,01	0,4
3	0,2	40	12	24	0,05	2
4	0,2	40	12	24	0,1	4
5	0,2	40	12	24	0,2	8

Tabla 30 Simulaciones realizadas para estudiar el efecto del tamaño de paso.

En la Fig. 167 se muestra la evolución de la temperatura a lo largo del tiempo en un punto de la pieza cuyas coordenadas en el sistema de referencia fijo XY de la Fig. 165 son  $X=50$  mm,  $Y=-0,3$  mm. Tal y como se puede ver, en los casos en los que el tamaño de paso es inferior a 0,05 s la temperatura presenta una evolución similar a las medidas experimentales observadas en bibliografía (Fig. 27). No obstante, a partir de este tamaño de paso, la temperatura predicha comienza a presentar una distribución con picos y valles. Este efecto es consecuencia de que la fuente de calor se encuentra un tiempo excesivo sobre una misma zona de la pieza. De esta forma, no se consigue representar el efecto del movimiento continuo de la muela sobre la pieza. Así pues, para llevar a cabo la simulación térmica del proceso deberá seleccionarse un tamaño de paso que represente dicho movimiento continuo correctamente.

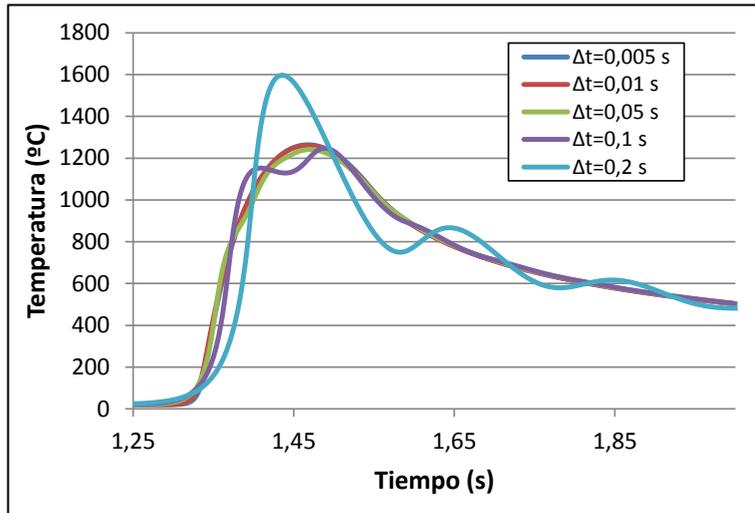


Fig. 167 Influencia del tamaño de paso en la temperatura.

### V.2.2. Calibración del modelo

Una vez definidas las características principales del modelo de grind-hardening, en este apartado se va a presentar la metodología empleada para su calibración.

Tal y como se ha comentado previamente, entre los parámetros del modelo, la fracción del calor generado que es evacuada hacia pieza y viruta ( $R_{w,ch}$ ) es el más difícilmente cuantificable y medible de forma experimental. Este hecho se debe a que su valor es dependiente de las condiciones tribo-mecánicas del corte y de las propiedades térmicas de la muela y de la pieza y, como consecuencia, no es posible emplear un valor estimado para unas condiciones de rectificado concretas para simular otras diferentes.

Así pues, mediante la calibración del modelo se determinará el valor de  $R_{w,ch}$  para un rango de parámetros de rectificado y para unas propiedades de muela y pieza determinadas. En concreto, se considerarán las condiciones de rectificado y resultados de los ensayos realizados sobre acero AISI 1045 (ver Capítulo III). Cabe indicar, que únicamente se han tomado los ensayos en los que se ha obtenido una HPD superior a  $150 \mu\text{m}$  ya que, para valores inferiores, algunos ensayos presentaban discontinuidades en la HPD generada (ver Tabla 31, Tabla 32 y Tabla 33). A modo de resumen, la Fig. 168 muestra un esquema del procedimiento seguido para llevar a cabo la calibración del modelo.

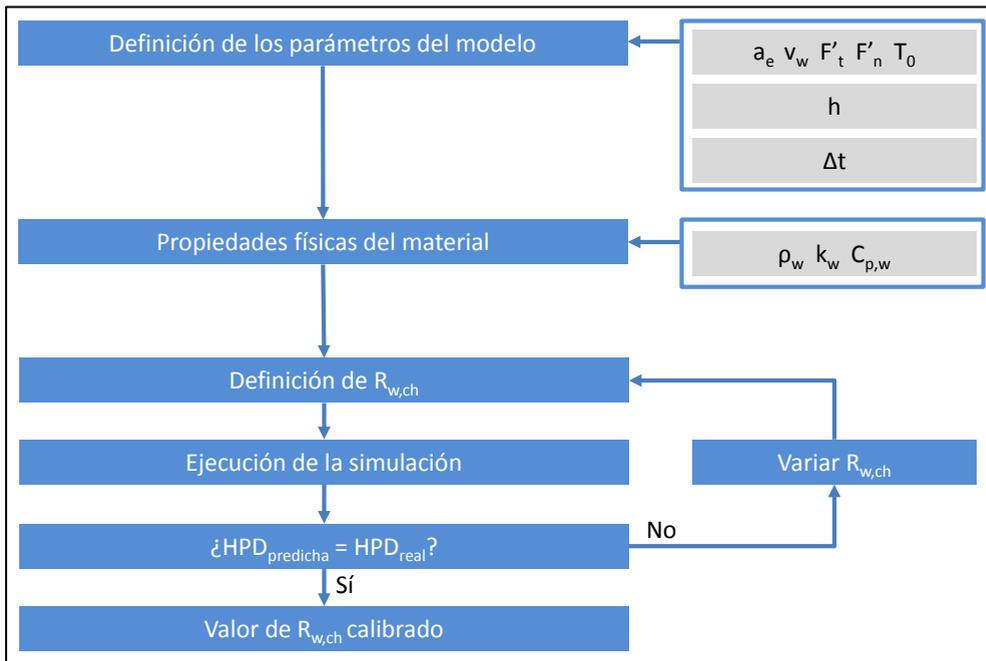


Fig. 168 Esquema del procedimiento seguido para llevar a cabo la calibración del modelo de grind-hardening.

En primer lugar, se han definido todos los parámetros necesarios para modelizar el proceso salvo el parámetro  $R_{w,ch}$ . Así, a partir de las consideraciones realizadas hasta el momento, se pueden distinguir tres conjuntos de parámetros diferentes:

- Los parámetros propios de cada operación de rectificado: la profundidad de pasada  $a_e$ , la velocidad de avance  $v_w$ , las fuerzas específicas de rectificado  $F'_t$  y  $F'_n$  y la temperatura inicial de la pieza  $T_0$ .
- Los parámetros obtenidos de forma teórica: el coeficiente de convección  $h$ .
- Los parámetros que necesita el modelo para llevar a cabo la resolución numérica: el tamaño de paso  $\Delta t$ .

Los datos correspondientes a cada operación ( $a_e$ ,  $v_w$ ,  $F'_t$  y  $F'_n$ ) han sido tomados de los ensayos experimentales. En este sentido, cabe indicar que se ha observado cómo los parámetros asociados a las fuerzas de corte (calor total generado y longitud de contacto) presentan una variación inferior al 5% para los valores de  $F'_t$  y  $F'_n$  registrados a lo largo de la pasada de rectificado. Por consiguiente, debido a que el objetivo es obtener una estimación de la HPD generada en la zona central de la pieza (donde la HPD es uniforme) el valor de las fuerzas de corte considerado en las simulaciones ha sido el registrado en el centro de la pieza. Para ilustrar esta observación, en la Fig. 169 se muestran las señales obtenidas

durante uno de los ensayos experimentales. Por otra parte, se ha considerado temperatura inicial de la pieza de 20 °C.

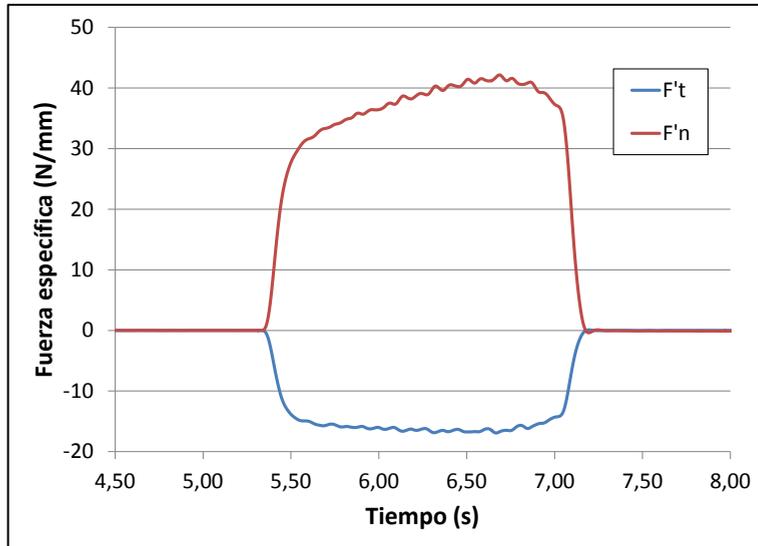


Fig. 169 Señales de fuerzas de rectificado obtenidas durante uno de los ensayos de grind-hardening (caso 6B en la Tabla 9).

En cuanto al resto de parámetros, se ha empleado un coeficiente de convección para el aire de  $80 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$  y se ha tomado un tamaño de paso de  $0,005 \text{ s}$ .

En segundo lugar, se han definido las propiedades físicas asociadas a cada elemento (densidad, conductividad y calor específico) para el material empleado en los ensayos (AISI 1045). Cabe indicar, que los valores han sido tomados de bibliografía [Ngu10a] y que se ha considerado su variación con la temperatura entre 0 y  $1000^\circ\text{C}$ .

Por último, se ha llevado a cabo la calibración del parámetro  $R_{w,ch}$  mediante un análisis inverso del problema, esto es, se ha variado su valor de forma iterativa hasta que la HPD predicha por el modelo ha sido igual a la obtenida en los ensayos experimentales (ver Fig. 170). A partir de los datos observados en bibliografía para este parámetro, se ha definido como valor de partida un valor de  $R_{w,ch}$  igual a 0,7.

## Capítulo V: Modelización del proceso de grind-hardening

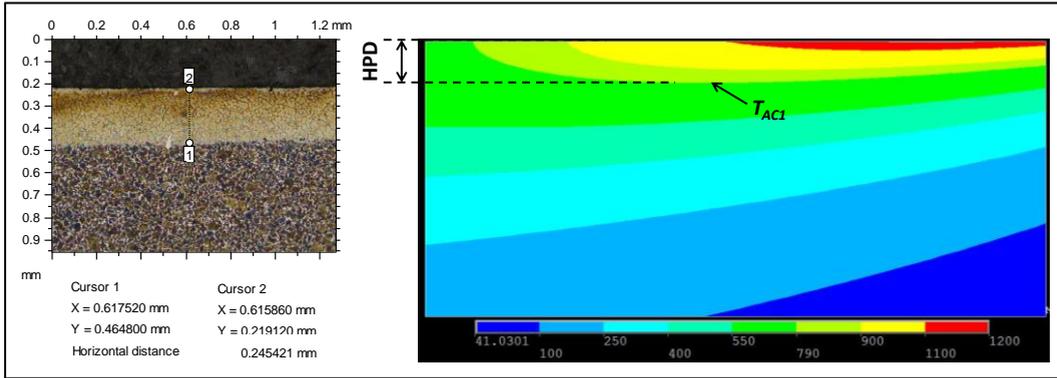


Fig. 170 HPD obtenida en los ensayos experimentales y HPD predicha con el modelo.

Los valores de  $R_{w,ch}$  obtenidos para cada uno de los casos estudiados se presentan conjuntamente con los datos experimentales de  $a_e$ ,  $v_w$ ,  $F'_t$  y  $F'_n$  en la Tabla 31, Tabla 32 y Tabla 33. A partir de la observación del conjunto de valores de  $R_{w,ch}$  obtenidos, se propone tomar el valor medio de la serie (0,73) para simular el proceso de grind-hardening bajo las condiciones empleadas en los ensayos. Así mismo, se propone emplear la desviación estándar de la serie de valores (0,03) de cara a obtener una estimación del error cometido por el modelo en la predicción de la HPD generada.

Caso		$v_w$ , teórico (mm/s)	$a_e$ , teórico (mm)	$v_w$ , real (mm/s)	$a_e$ , real (mm)	$F'_t$ (N/mm)	$F'_n$ (N/mm)	HPD ( $\mu$ m)	$R_{w,ch}$
4	C	45	0,140	41	0,170	9,9	22,7	171	0,74
5	A	60	0,175	55	0,166	13,5	29,0	233	0,71
	B	60	0,175	55	0,175	14,1	32,3	221	0,70
	C	60	0,175	51	0,173	14,0	30,0	260	0,70
6	A	60	0,200	54	0,194	15,3	35,6	272	0,76
	B	60	0,200	54	0,220	16,5	39,1	305	0,73
	C	60	0,200	54	0,220	16,7	37,1	284	0,72
7	A	25	0,160	23	0,185	8,1	18,6	349	0,76
	B	25	0,160	23	0,171	8,2	18,4	351	0,74
	C	25	0,160	23	0,204	10,0	23,7	433	0,72
8	A	30	0,200	28	0,234	10,4	23,5	404	0,75
	B	30	0,200	28	0,240	9,3	22,0	352	0,76
	C	30	0,200	27	0,242	11,1	28,4	425	0,71

Tabla 31 Ensayos considerados para llevar a cabo la calibración del modelo (Conjunto de ensayos A).

Caso		$v_{w,teórico}$ (mm/s)	$a_{e,teórico}$ (mm)	$v_{w, real}$ (mm/s)	$a_{e, real}$ (mm)	$F'_t$ (N/mm)	$F'_n$ (N/mm)	HPD ( $\mu$ m)	$R_{w,ch}$
4	A	45	0,140	41	0,150	12,0	23,8	160	0,80
	B	45	0,140	43	0,150	13,4	24,4	192	0,77
5	A	60	0,175	54	0,186	17,3	34,2	205	0,75
	B	60	0,175	55	0,189	18,7	36,2	198	0,70
6	A	60	0,200	54	0,201	18,8	37,0	212	0,71
	B	60	0,200	55	0,210	20,5	40,4	235	0,69
7	A	25	0,160	23	0,200	10,8	23,1	358	0,77
	B	25	0,160	23	0,193	11,2	23,3	354	0,73
8	A	30	0,200	27	0,236	13,1	28,4	392	0,73
	B	30	0,200	28	0,225	14,0	29,4	390	0,75

Tabla 32 Ensayos considerados para llevar a cabo la calibración del modelo (Conjunto de ensayos B)

$v_{w,teórico}$ (mm/s)	$a_{e,teórico}$ (mm)	$v_{w, real}$ (mm/s)	$a_{e, real}$ (mm)	$F'_t$ (N/mm)	$F'_n$ (N/mm)	HPD ( $\mu$ m)	$R_{w,ch}$
60	0,175	55	0,181	12,2	26,2	165	0,77
45	0,200	41	0,216	11,3	25,9	220	0,74
60	0,250	54	0,260	15,3	33,6	238	0,73
45	0,200	41	0,220	11,8	26,5	260	0,75
60	0,250	54	0,267	16,4	36,0	272	0,71
60	0,275	53	0,283	16,2	35,7	241	0,72
60	0,275	54	0,287	16,8	36,9	278	0,71
30	0,225	27	0,265	10,6	25,2	383	0,77
30	0,225	27	0,264	11,2	26,1	410	0,65
25	0,200	23	0,264	10,1	24,4	507	0,69
25	0,250	23	0,320	12,0	30,0	595	0,73

Tabla 33 Ensayos considerados para llevar a cabo la calibración del modelo (Conjunto de ensayos C).

### V.2.1. Validación del modelo

La etapa de validación es el último paso en la construcción de todo modelo y consiste en evaluar la aptitud de éste para representar el fenómeno estudiado de forma fiable y con la precisión requerida. Así pues, finalmente, se ha procedido a validar el modelo de grind-hardening desarrollado en los apartados anteriores. En la Fig. 171 se muestra un esquema del procedimiento a seguir para emplear el modelo calibrado.

## Capítulo V: Modelización del proceso de grind-hardening

Para llevar a cabo la validación, se ha simulado un conjunto de ensayos de grind-hardening diferente a los empleados en la calibración del modelo y, a continuación, se ha obtenido la HPD predicha por éste. En este proceso, se han considerado los ocho casos del conjunto de ensayos D en los que la HPD medida superaba las 150  $\mu\text{m}$  (Tabla 34) y se ha tomado el valor de  $R_{w,ch}$  obtenido en la calibración.

Ensayo	$v_{w,teórico}$ (mm/s)	$a_{e,teórico}$ (mm)	$v_{w,real}$ (mm/s)	$a_{e,real}$ (mm)	$F'_t$ (N/mm)	$F'_n$ (N/mm)	HPD ( $\mu\text{m}$ )
1	60	0,300	53	0,314	15,2	30,2	155
2	45	0,300	40	0,320	12,1	24,8	175
3	60	0,350	53	0,354	16,5	28,6	190
4	45	0,300	41	0,323	12,8	23,4	174
5	60	0,350	53	0,354	16,7	33,6	170
6	60	0,325	53	0,370	17,8	35,0	217
7	30	0,400	27	0,445	12,6	26,8	365
8	30	0,400	26	0,527	14,5	32,5	450

Tabla 34 Ensayos considerados para llevar a cabo la validación del modelo (Conjunto de ensayos D).

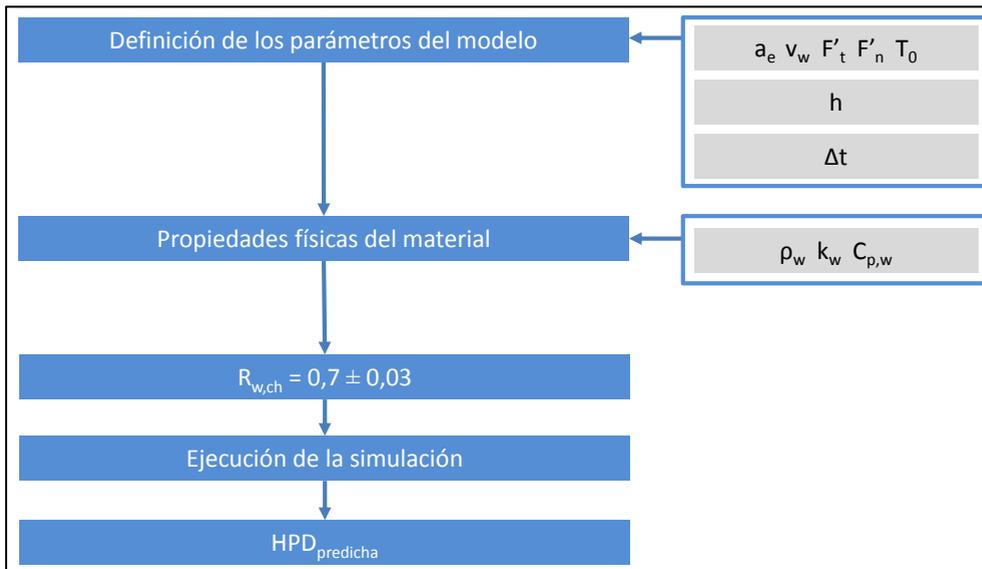


Fig. 171 Esquema del procedimiento seguido para llevar a cabo la validación del modelo de grind-hardening.

En la Fig. 172 se comparan los valores de HPD obtenidos experimentalmente con los predichos por el modelo considerando el valor medio de  $R_{w,ch}$ . Así mismo, con el objetivo de ilustrar el error cometido por el modelo en la predicción de la HPD, se indican mediante

barras de error los valores obtenidos al considerar la desviación típica de  $R_{w,ch}$ . Tal y como puede observar, todos los valores de HPD medidos experimentalmente se encuentran en el rango de los predichos por el modelo. Además, el error relativo máximo en la HPD estimada al considerar el valor medio de  $R_{w,ch}$  es del 17%. Ante estos resultados, se ha concluido que el modelo es adecuado para estimar la HPD durante el proceso de grind-hardening en seco sobre acero AISI 1045 y con muela de alúmina vitrificada.

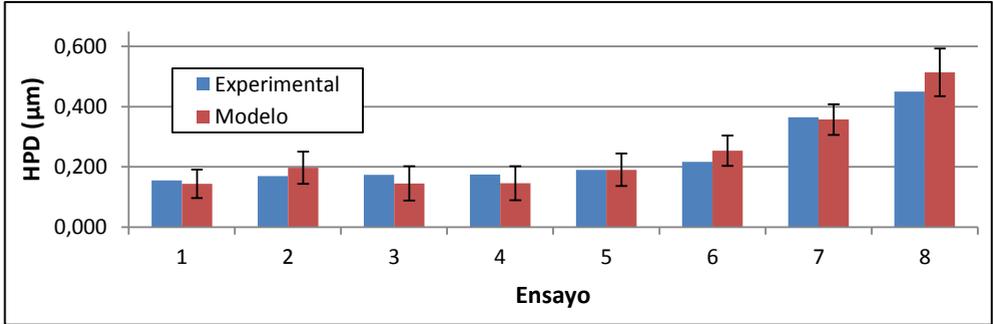


Fig. 172 Comparación de los valores de HPD obtenidos experimentalmente con los predichos por el modelo.

### **V.3. MODELIZACIÓN DEL PROCESO DE REVENIDO DURANTE EL RECTIFICADO DE PIEZAS ENDURECIDAS MEDIANTE GRIN-HARDENING.**

Una vez modelizado el proceso de grind-hardening, en este apartado se llevará a cabo la modelización del proceso de revenido que tiene lugar durante el rectificado final de las piezas. De esta forma, podrá abordarse la modelización del proceso completo de fabricación de la pieza en sus dos etapas dentro de la rectificadora (etapa de endurecimiento y etapa de acabado).

El punto de partida para construir el modelo ha sido, de nuevo, la revisión bibliográfica llevada a cabo en el Capítulo II. Así, algunos autores han desarrollado modelos térmicos con el objetivo de predecir si se sobrepasará una temperatura frontera donde comienza el revenido. Cabe señalar, que esta metodología es válida si se quieren evitar la aparición de revenido. Sin embargo, no permite estimar la caída de dureza en el material (a pesar de que un pequeño descenso ésta puede ser aceptable). Por lo tanto, podría plantearse que los resultados obtenidos por los modelos revisados se encuentran del lado de la seguridad, pero existe un margen de mejora.

La mejora en la predicción del revenido puede conseguirse a partir de la consideración del efecto conjunto que tiempo y temperatura poseen en el avance del proceso de difusión. Así, pues, en este apartado se presentará, en primer lugar, una metodología para modelizar el efecto de revenido que consta de dos etapas: la modelización térmica del proceso y el cálculo de la caída de dureza teniendo en cuenta el efecto conjunto de tiempo y temperatura. A continuación, el modelo desarrollado será calibrado y validado a partir de ensayos de acabado realizados sobre piezas de acero AISI 1045 endurecidas previamente mediante grind-hardening.

#### **V.3.1. Definición del modelo**

##### **V.3.1.1. Modelización térmica del proceso de rectificado convencional**

Con el objetivo de predecir la evolución de la temperatura con el tiempo, se ha empleado el modelo de elementos finitos desarrollado previamente para modelizar el rectificado con alta profundidad de pasada. No obstante, los trabajos revisados en bibliografía consideran despreciable el calor evacuado por la viruta en el rectificado convencional y, por lo tanto, se ha decidido tomar esta hipótesis para simplificar el modelo. Así pues, en el modelo no se ha representado la parte correspondiente al material eliminado y se ha definido la fuente de calor directamente sobre la superficie acabada (ver Fig. 173).

Por otra parte, de cara a tener en cuenta el calor evacuado por el fluido de corte, la condición de contorno de convección ha sido definida considerando un valor para el coeficiente de convección de  $25000 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ .

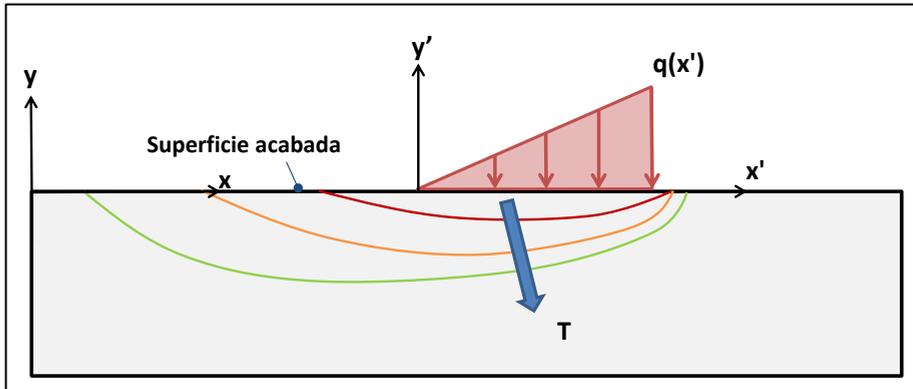


Fig. 173 Diagrama del modelo térmico de rectificado convencional.

### **V.3.1.2. Predicción de la caída de dureza en la superficie.**

Tal y como se ha descrito en el Capítulo II, la dureza de la pieza tras un proceso de revenido realizado en horno a temperatura constante es predicha industrialmente mediante la obtención de expresiones empíricas dependientes del parámetro TTI (tiempo-temperatura-isotermo) de Hollomn-Jaffe. Sin embargo, este procedimiento no es aplicable si la evolución de la temperatura con el tiempo es compleja tal y como sucede en el proceso de rectificado y, por consiguiente, resulta necesario emplear un parámetro TTG (tiempo-temperatura-generalizado) que considere el efecto conjunto de tiempo y temperatura. La expresión general que adoptan este tipo de parámetros se define en la Ec. 72.

$$P_G = Z \left\{ \int_0^t E(T(t)) dt \right\}$$

donde Z y E han de ser funciones monótonas y continuas.

Así pues, a continuación, se buscará una función dependiente de un parámetro TTG que permita predecir la dureza de la pieza partiendo de la evolución de la temperatura con el tiempo predicha con el modelo térmico.

Para ello, el primer paso será definir el parámetro TTG a considerar como variable en dicha expresión. En este sentido, en el trabajo desarrollado por Reti et al. [Ret10] se propone una metodología para construir los parámetros TTG. Además, partiendo de la hipótesis de que la evolución del proceso de revenido está gobernada por la Ley de Arrhenius, se propone

## Capítulo V: Modelización del proceso de grind-hardening

---

emplear el parámetro  $P_R$  definido en la Ec. 74 para estudiar el proceso de revenido. Cabe indicar, que esta hipótesis resulta razonable ya que la formación de ferrita y cementita globular dentro de la martensita es un proceso de nucleación y crecimiento.

$$P_R = \int_0^t \exp\left(-\frac{Q_A}{R \cdot T}\right) dt$$

En esta expresión,  $Q_A$  es la energía de activación del proceso, R es la constante de gases ideales y T es la temperatura del material en Kelvin.

Una vez definido el parámetro mostrado en la expresión anterior, Reti et al. [Ret10] proponen predecir la dureza final de la pieza empleando una función que posee la siguiente forma:

$$H = H_t + (H_q - H_t) \cdot \exp(A \cdot P_R^B) \quad \text{Ec. 96}$$

donde  $H_t$  es la dureza de la martensita completamente revenida,  $H_q$  es la dureza de la martensita sin revenir y A y B son dos constantes dependientes únicamente del material considerado.

Así pues, tras obtener la evolución de la temperatura con el tiempo en un punto de la pieza mediante el modelo de elementos finitos, se empleará la Ec. 75 para estimar la dureza final de la pieza tras el revenido. Para ello, será necesario disponer las siguientes tres constantes dependientes del material: la energía de activación  $Q_A$  y los parámetros A y B de la Ec. 75. Estos parámetros se han obtenido mediante regresión a partir de los datos de temperatura, tiempo y dureza experimentales registrados en ensayos de revenido en horno a temperatura constante encontrados en bibliografía [Gra56] (ver Tabla 35). Las constantes obtenidas tras el ajuste se muestran en la Tabla 36.

Por último, cabe mencionar, que Reti et al. [Ret10] plantean que esta metodología podría ser de utilidad para estudiar el revenido durante el proceso de temple laser, sin embargo, no se ha encontrado ningún trabajo en el que se aplique al proceso de rectificado.

Tiempo (s)	Temperatura (°C)	Dureza (HV)
600	704	229
600	649	262
600	538	329
600	482	371
600	427	427
600	371	487
600	315	533
600	260	594
600	204	631
3600	704	208
3600	649	239
3600	538	305
3600	482	348
3600	427	398
3600	371	459
3600	315	517
3600	260	564
3600	204	618

Tiempo (s)	Temperatura (°C)	Dureza (HV)
14400	704	194
14400	649	224
14400	538	286
14400	482	328
14400	427	375
14400	371	439
14400	315	502
14400	260	554
14400	204	586
86400	704	190
86400	649	200
86400	538	262
86400	482	299
86400	427	353
86400	371	409
86400	315	478
86400	260	533
86400	204	575

Tabla 35 Datos experimentales de temple en horno a temperatura constante para el acero AISI 1045 [Gra56].

Material	$Q_A$ (kJ/mol)	A	B
AISI 1045	243,7	14,23	0,076

Tabla 36 Constantes del material necesarias para emplear el modelo de revenido.

### V.3.2. Calibración del modelo

Una vez definidas las características del modelo de revenido, en este apartado se va a presentar la metodología empleada para su calibración.

Tal y como se ha descrito en el apartado anterior, el modelo propuesto para la predicción de la dureza tras el rectificado consta de dos etapas. En una primera etapa, se predice la evolución de la temperatura con el tiempo mediante un modelo térmico del proceso de rectificado convencional y, a continuación, se estima la dureza final empleando una expresión que considera el efecto conjunto de tiempo y temperatura (Ec. 75). No obstante, se ha partido de la hipótesis de que, tras el ajuste de las tres constantes dependientes del material ( $Q_A$ , A y B), dicha expresión es válida para representar el efecto del revenido en el

## Capítulo V: Modelización del proceso de grind-hardening

---

material considerado (AISI 1045). Así pues, la calibración del modelo se ha llevado a cabo partiendo de valores experimentales y ajustando el valor del parámetro  $R_{w,ch}$ . A modo de resumen, en la Fig. 174 se muestra un esquema del procedimiento seguido durante la calibración del modelo.

En primer lugar, se han definido todos los parámetros del modelo térmico salvo  $R_{w,ch}$ . Así, los parámetros característicos de cada operación de rectificado ( $a_e$ ,  $v_w$ ,  $F'_t$  y  $F'_n$ ) han sido tomados de ensayos experimentales de rectificado convencional realizados sobre piezas de acero AISI 1045 que, previamente, han sido endurecidas mediante grind-hardening. En este punto, cabe señalar, que el objetivo del modelo es predecir el efecto de una única pasada de rectificado por lo que estos ensayos han sido realizados siguiendo el procedimiento descrito en el apartado IV.2. La Tabla 37 muestra los parámetros de rectificado empleados junto con los valores de las fuerzas de corte registradas y la dureza del material en la superficie tras el rectificado. Tal y como se puede observar, se ha reducido progresivamente la velocidad de avance de la pieza y se ha aumentado la profundidad de pasada con el objetivo de generar un mayor nivel de revenido en la pieza que dé lugar a una mayor caída de la dureza del material. Por último, cabe indicar, que para la calibración del modelo se ha predicho la dureza la superficie de la pieza y en el centro de la pieza.

En cuanto al resto de parámetros, se ha empleado un coeficiente de convección de 25000  $W/m^2 \cdot K$  y se ha tomado un tamaño de paso de 0,005 s.

A continuación, se han introducido las propiedades físicas del material considerado (AISI 1045) teniendo en cuenta su variación con la temperatura entre 0 y 1000°C (los datos se han tomado de bibliografía [Ngu10a]).

Para finalizar con la calibración del modelo, se ha variado de forma iterativa el valor de  $R_{w,ch}$  hasta que la dureza predicha ha sido igual a la obtenida en el ensayo experimental correspondiente. Esta estimación final de la dureza se ha realizado calculando, en primer lugar, la evolución de la temperatura con el tiempo en el centro de la superficie de la pieza y aplicando, a continuación, la Ec. 75 con las tres constantes dependientes del material ( $Q_A$ , A y B) obtenidas previamente para el acero AISI 1045.

En la Tabla 37, se muestran los valores de  $R_{w,ch}$  obtenidos para cada uno de los casos estudiados y los datos experimentales de  $a_e$ ,  $v_w$ ,  $F'_t$  y  $F'_n$  y dureza del material. Se propone tomar el valor medio del conjunto de valores de  $R_{w,ch}$  (0,81) para ejecutar la etapa correspondiente a la simulación térmica del proceso de rectificado convencional. Así mismo, se propone tomar la desviación estándar (0,03) para estimar el error cometido por el modelo en la predicción de la dureza final de la pieza.

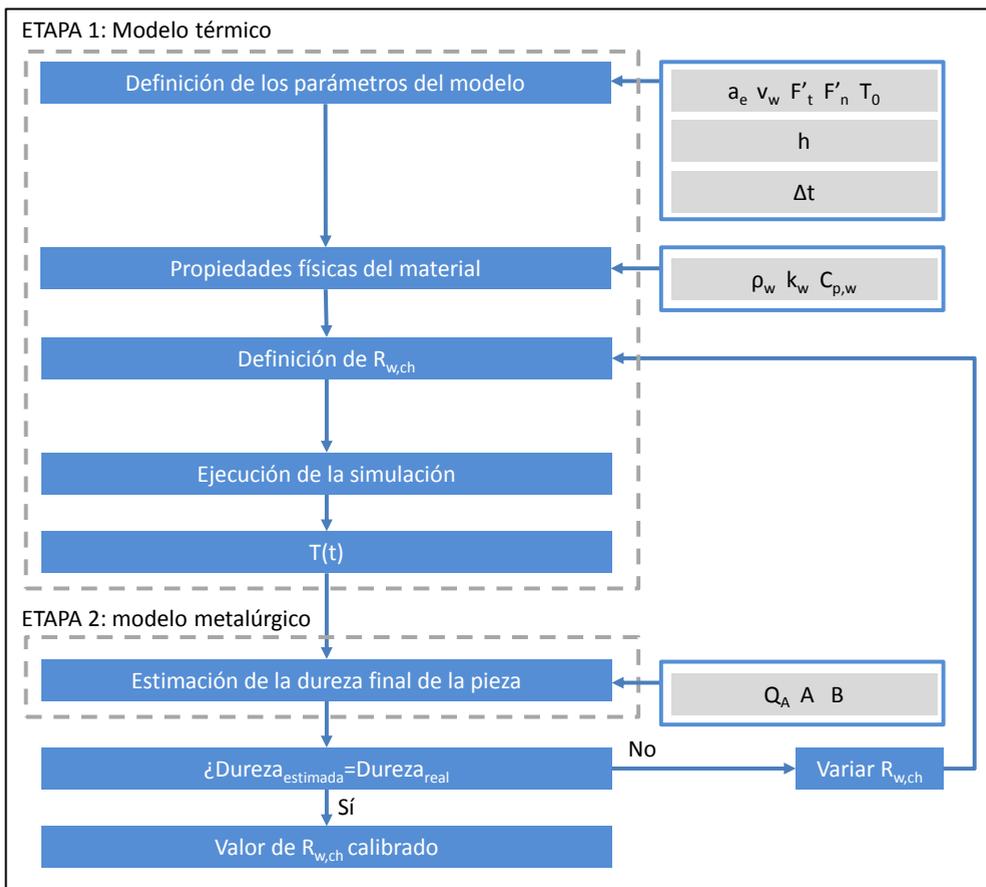


Fig. 174 Esquema del procedimiento seguido para llevar a cabo la calibración del modelo de rectificado convencional.

$v_w, \text{real}$ (mm/s)	$a_e, \text{real}$ (mm)	$F'_t$ (N/mm)	$F'_n$ (N/mm)	Dureza (HV)	$R_{w,ch}$
99	0,003	0,93	2,51	728	0,84
48	0,013	2,26	4,57	595	0,79
31	0,028	2,32	4,35	567	0,81
24	0,034	2,75	4,55	514	0,75
19	0,046	2,46	4,40	498	0,85
16	0,050	2,96	5,75	434	0,80

Tabla 37 Ensayos considerados para llevar a cabo la calibración del modelo de revenido.

### V.3.3. Validación del modelo

Una vez realizada la calibración del modelo de revenido, se ha procedido a llevar a cabo su validación. Para ello, se ha estimado la dureza final del material partiendo del valor de  $R_{w,ch}$  obtenido en la calibración y de los datos experimentales de  $a_e$ ,  $v_w$ ,  $F'_t$  y  $F'_n$  obtenidos en un conjunto de ensayos diferente a los empleados en la calibración (ver Tabla 38).

$v_{w, real}$ (mm/s)	$a_{e, real}$ (mm)	$F'_t$ (N/mm)	$F'_n$ (N/mm)	Dureza (HV)
38	0,005	2,50	5,30	755
22	0,010	5,00	12,87	607
15	0,020	5,98	14,31	510
11	0,030	6,23	14,12	449
11	0,032	7,11	16,54	439
9	0,040	6,51	14,45	411

Tabla 38 Ensayos considerados para llevar a cabo la calibración del modelo de revenido.

En la Fig. 172 se comparan los valores de dureza obtenidos experimentalmente con los predichos por el modelo considerando el valor medio de  $R_{w,ch}$ . Así mismo, el error cometido por el modelo en la predicción de la dureza final de la pieza se indica mediante barras de error. Tal y como puede observar, el modelo predice adecuadamente la caída progresiva de dureza del material con el empleo de unas condiciones de rectificado más agresivas. Además, la desviación máxima respecto a la dureza real al considerar el valor medio de  $R_{w,ch}$  (0,81) es del 6%. Ante estos resultados, se ha concluido que el modelo es válido para predecir la dureza final tras el rectificado de piezas endurecidas previamente mediante grind-hardening. No obstante, cabe señalar que el modelo desarrollado también podría emplearse para predecir el efecto del revenido durante el rectificado de piezas endurecidas superficialmente mediante otro tipo de tratamientos térmicos.

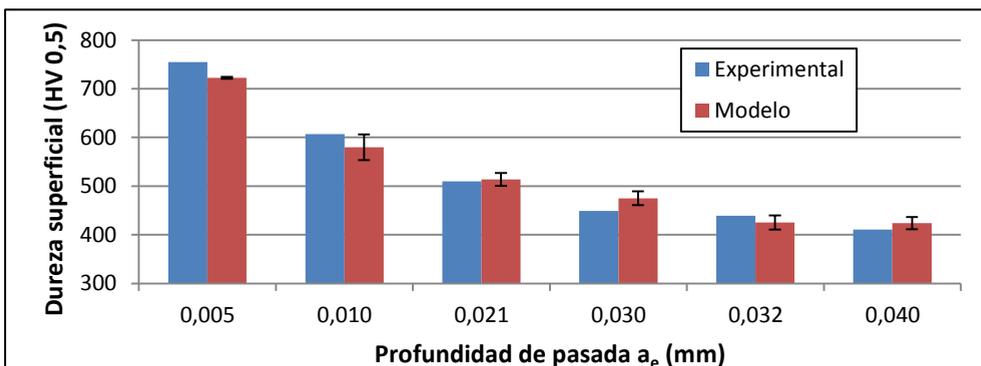


Fig. 175 Comparación de los valores de dureza obtenidos experimentalmente con los predichos por el modelo.

## V.4. CONCLUSIONES

A partir de lo expuesto en este capítulo se desprenden las siguientes conclusiones:

- La modelización del proceso de grind-hardening puede facilitar la selección de los parámetros de rectificado a emplear durante el proceso de puesta a punto de la operación. Así pues, en esta línea se ha desarrollado un modelo térmico del proceso.
- En el desarrollo del modelo se ha observado que no es necesario considerar el efecto del ángulo de contacto en la definición de la geometría de la zona de contacto y, por ello, se ha definido la fuente de calor en una superficie paralela a la superficie acabada. La consideración de este aspecto podría facilitar la modelización del proceso de grind-hardening aplicado a piezas de una geometría más compleja como, por ejemplo, piezas cilíndricas, engranajes o árboles de levas.
- Así mismo, se ha propuesto considerar el calor evacuado por las virutas mediante la definición de una superficie de referencia bajo la cual se estima la HPD. Esta consideración elimina la necesidad de desactivar elementos y, por lo tanto, implica una reducción del coste computacional.
- El desarrollo del modelo del proceso de grind-hardening se ha completado con su calibración y posterior validación. Así se ha determinado que un valor de la fracción de calor de calor evacuada hacia pieza y viruta ( $R_{w,ch}$ ) igual a 0,73 permite estimar de adecuada la HPD generada en el grind-hardening de acero AISI 1045 con muela de alúmina vitrificada.
- Por otro lado, se ha observado que la predicción de la dureza final de la pieza tras el rectificado posterior a la etapa de endurecimiento podría facilitar también la puesta a punto de esta última operación. Por ello, se ha desarrollado un modelo para predecir este efecto.
- El modelo propuesto consta de dos etapas. En la primera etapa se ha empleado el modelo térmico de rectificado desarrollado previamente para estimar evolución de la temperatura con el tiempo. A continuación se ha presentado una metodología basada en la definición de un parámetro TTG (tiempo-temperatura-generalizado) para estimar la dureza.
- El desarrollo de este segundo modelo se ha completado con su calibración y posterior validación. Así se ha concluido que un valor de  $R_{w,ch}$  igual a 0,81 permite estimar de forma adecuada la dureza final de la pieza tras el rectificado de piezas de acero AISI 1045 endurecidas mediante grind-hardening con muela de alúmina vitrificada.



---

## **CAPITULO VI: APORTACIONES Y LINEAS FUTURAS**

---



## **VI.I.INTRODUCCIÓN**

En el presente capítulo se recoge un resumen de las principales aportaciones del trabajo presentado, así como de las principales líneas de trabajo que quedan abiertas a futuro.

Tras la realización de la revisión del Estado del Arte, se ha observado que el proceso de grind-hardening es una alternativa viable para llevar a cabo el endurecimiento superficial de piezas de geometría plana. No obstante, si los parámetros de mecanizado se mantienen constantes, la profundidad de la capa endurecida generada (HPD) varía a medida que avanza el proceso. Por consiguiente, si se desea generar una HPD uniforme, será preciso implementar un control en lazo cerrado del proceso y realizar un ajuste continuo de los parámetros de rectificado que compensen térmicamente los efectos del desgaste de la muela y de las zonas transitorias (variación de sección) de la pieza. Esto implica que será necesario llevar a cabo una estimación on-line de la HPD que está siendo generada.

Por otra parte, de cara a evaluar la viabilidad de aplicar industrialmente el grind-hardening mediante el rectificado cilíndrico a través, es preciso estudiar la influencia del proceso de desgaste de la muela en la HPD generada. Así mismo, en esta variante del proceso también se tendrá que estimar on-line la HPD generada.

Tras el grind-hardening, es necesario realizar el acabado de la pieza mediante una última operación de rectificado y, durante esta operación, se ha de controlar la caída de dureza en la superficie de la pieza. No obstante, en la revisión bibliográfica realizada no se ha encontrado ningún trabajo en el que se estudie el proceso de rectificado final de piezas endurecidas mediante grind-hardening.

Por último, se ha observado que la modelización de ambas etapas de rectificado (grind-hardening y acabado) es de utilidad para comprender el efecto de los parámetros de mecanizado en el resultado del proceso. En este sentido, únicamente uno de los modelos de grind-hardening revisados es validado mediante ensayos diferentes de los empleados en su calibración y el error relativo entre la HPD predicha y la real llega a ser hasta del 25%. Así mismo, uno de los trabajos revisados presenta una metodología para estimar la caída de dureza durante el rectificado de piezas endurecidas mediante tratamientos térmicos tradicionales. Sin embargo, en éste no se detalla cómo aplicar la metodología propuesta a cualquier material y, además, el error relativo entre la dureza predicha y la real llega a ser del 20%.

## VI.2. APORTACIONES

En este trabajo, se ha presentado un estudio experimental del proceso completo de endurecimiento y acabado de piezas endurecidas mediante grind-hardening. Así mismo, se ha completado este estudio experimental con el desarrollo de dos modelos numéricos que permiten predecir la HPD generada durante la etapa de endurecimiento y la caída de dureza en la superficie durante el rectificado final de la pieza. Los resultados más relevantes de este trabajo se resumen en las siguientes aportaciones científicas:

### 1. **Obtención de un parámetro mediante el cual se puede estimar on-line la profundidad de capa endurecida.**

- Durante el grind-hardening, el proceso de endurecimiento está provocado por el aumento de la temperatura en la pieza. Partiendo de esta consideración, se ha planteado la hipótesis de que la energía por unidad de área  $E''_c$  puede ser un parámetro adecuado para predecir la HPD generada.
- Con el objetivo de verificar esta hipótesis, se ha propuesto una metodología experimental para estudiar el proceso de grind-hardening aplicado al rectificado plano.
- En esta línea, se ha presentado un procedimiento para cuantificar la HPD que se basa en la medida de micrografías de la estructura metalúrgica del material. Para estudiar su validez, se han comparado los valores proporcionados por éste con los obtenidos a partir de la determinación del perfil de durezas en la pieza. Los resultados muestran que ambos procedimientos proporcionan valores muy similares (siendo la diferencia máxima encontrada de  $29 \mu\text{m}$ ).
- Empleando la metodología propuesta, se ha llevado a cabo un estudio experimental de la relación entre  $E''_c$  y la HPD generada. En primer lugar, se ha investigado la existencia de una relación unívoca entre ambos parámetros en el grind-hardening aplicado al acero AISI 1045. Para ello, se han realizado ensayos en los que se han generado valores de  $E''_c$  comprendidos entre  $2,7$  y  $12,1 \text{ J/mm}^2$  variando conjuntamente la profundidad de pasada ( $a_e$ ) y la velocidad de avance ( $v_w$ ). Así mismo, en este caso, se ha empleado la misma velocidad de muela ( $30 \text{ m/s}$ ) y las mismas condiciones de diamantado ( $U_d=10$ ) en todos los ensayos.

Los resultados demuestran que, en el rango de parámetros analizados, la relación  $E''_c$ –HPD es lineal e independiente de la combinación de  $a_e$  y  $v_w$  seleccionada. Además, se ha observado que para valores inferiores a  $4 \text{ J/mm}^2$  no se produce endurecimiento de la pieza en AISI 1045, mientras que para el valor de energía más elevado ( $12,1 \text{ J/mm}^2$ ) la HPD generada es de  $425 \mu\text{m}$ .

- Se ha verificado que la tendencia lineal existente entre  $E''_c$  y la HPD generada se mantiene para otros aceros, como 100Cr6 y 42CrMo4. Sin embargo, se ha detectado que la pendiente de la recta cambia para cada acero, siendo ésta inversamente proporcional al contenido de carbono equivalente de cada uno.
  - A vista de estos resultados, se ha estudiado la influencia de la velocidad de giro de la pieza en la relación  $E''_c$ -HPD. Así, se ha repetido el estudio anterior con una velocidad de muela de 23 m/s y se ha observado que relación  $E''_c$ -HPD presenta la misma tendencia que con 30 m/s. En este sentido, cabe señalar, que si emplea la recta de regresión obtenida para la 30 m/s para estimar la HPD en los ensayos con una velocidad de 23 m/s el error relativo promedio es inferior al 10%. Por consiguiente, se ha concluido que la relación  $E''_c$ -HPD es independiente de la velocidad de giro seleccionada entre las dos velocidades analizadas.
  - Así mismo, se ha investigado la influencia del diamantado de la muela en la relación  $E''_c$ -HPD para un rango de valores de  $E''_c$  comprendido entre 6 y 16 J/mm<sup>2</sup>. Los resultados han puesto de manifiesto que, para el mismo valor de  $E''_c$  generado, si se emplean condiciones de diamantado groseras ( $U_d=2$ ) la HPD generada es menor que si se emplea un diamantado más fino ( $U_d=10$ ). Por lo tanto, se recomienda emplear un diamantado fino para conseguir una mayor HPD con un menor consumo energético.
  - La correlación lineal  $E''_c$ -HPD se ha observado también en los datos de ensayos realizados por otros autores sobre el acero 42CrMo4V. No obstante, en los casos con  $h_{cu,max}$  inferior a un límite (en torno a  $10^{-6}$  veces el valor del espaciado entre granos en los trabajos analizados) la HPD obtenida es menor a la predicha por la correlación lineal. Este fenómeno se debe a que, por debajo del  $h_{cu,max}$  límite, la fase de *ploughing* predomina durante el proceso de generación de la viruta y, como consecuencia, se reduce la fracción de calor transmitida a la pieza. Por lo tanto, si el grind-hardening se realiza con valores superiores al  $h_{cu,max}$  frontera, el HPD generado puede estimarse on-line mediante  $E''_c$ .
2. **Evaluación de la influencia del proceso de desgaste de la muela en la profundidad de capa endurecida durante el grind-hardening aplicado al rectificado cilíndrico a través.**
- Se ha presentado una metodología experimental válida para estudiar la aplicación del grind-hardening al rectificado cilíndrico a través.
  - Empleando esta metodología, se han llevado a cabo tres ensayos experimentales con diferente caudal específico de viruta e igual avance por vuelta y se ha estudiado el desgaste sufrido por la muela. Los resultados demuestran que el desgaste de la muela no es uniforme y, además, el embotamiento excesivo de la zona más próxima al borde de ataque provoca la aparición de inestabilidades en el proceso. Este fenómeno se produce antes a medida que se aumenta el caudal específico de viruta. Por

consiguiente, la longitud máxima de pieza que puede ser endurecida mediante el rectificado cilíndrico a través está limitada por el caudal específico de viruta seleccionado.

- Así mismo, como consecuencia del embotamiento progresivo de la muela, la HPD generada y la deformación plástica de la zona superficial aumentan a medida que avanza el proceso. Por lo tanto, si se desea obtener una HPD uniforme es necesario estimar ésta on-line y variar los parámetros de rectificado.
- Partiendo de esta consideración, se han llevado a cabo un estudio experimental del proceso y se ha observado que la relación  $E''_c$ -HPD es lineal e independiente de la combinación de velocidad de giro de pieza y profundidad de pasada seleccionadas. Por lo tanto, durante el rectificado cilíndrico a través, la HPD puede ser estimada también a partir del registro de  $E''_c$ .

### 3. Obtención de un parámetro mediante el cual se puede estimar on-line la dureza superficial durante el rectificado final de la pieza.

- La caída de dureza durante el rectificado final de la pieza es consecuencia de un proceso de revenido cuyo desarrollo depende de la evolución de la temperatura con el tiempo. A partir de esta premisa, se ha planteado la hipótesis de que la energía por unidad de área  $E''_c$  pueda ser un parámetro adecuado para predecir el revenido generado en la superficie.
- Para verificar esta hipótesis, en primer lugar, se ha propuesto una metodología experimental original que posibilita estudiar el efecto del revenido en el rectificado final de piezas planas.
- Empleando esta metodología, se ha llevado a cabo un estudio experimental en el que se han generado diferentes niveles de revenido en la pieza variando  $v_w$  entre 20 y 100 mm/s y  $a_e$  entre 0,02 y 0,1 mm. Los resultados demuestran que si se emplean condiciones de rectificado con un  $h_{cu,max}$  superior a un valor límite (cercano a  $2,4 \cdot 10^{-5} \cdot L$  en los ensayos realizados), existe una relación entre  $E''_c$  y la dureza superficial de la pieza que es independiente de la  $v_w$  y  $a_e$  seleccionadas. Por consiguiente, bajo estas condiciones, el registro de  $E''_c$  sirve para controlar on-line la dureza final de la superficie.

### 4. Desarrollo de un modelo del proceso de grind-hardening aplicado al rectificado plano.

- Este estudio se ha completado con el desarrollo de un modelo térmico de elementos finitos que permite estimar la HPD generada tras el proceso de grind-hardening.
- Se ha comprobado que, si se emplean condiciones de grind-hardening ( $Pe < 36$ ,  $\theta < 5^\circ$ ), la fuente de calor puede definirse en una superficie paralela a la superficie acabada.

Mediante esta consideración, se facilita la modelización del proceso de grind-hardening aplicado a piezas de una geometría compleja.

- El calor evacuado por el material eliminado puede considerarse definiendo una superficie de referencia a una profundidad igual a  $a_g$ . Mediante este procedimiento, se evita la necesidad de desactivar elementos y, por lo tanto, se reduce el coste computacional de la resolución del modelo.
- El modelo ha sido calibrado para el caso del rectificado de acero AISI 1045 con muela de alúmina y se ha considerado como parámetro de calibración la fracción de calor evacuada hacia el conjunto pieza-viruta ( $R_{w,ch}$ ) obteniéndose un valor para éste parámetro de 0,73.
- Finalmente, mediante datos experimentales distintos a los empleados en la calibración, el modelo ha sido validado concluyéndose que permite estimar la HPD generada con un error relativo máximo del 17% aplicando en todos los casos el valor de  $R_{w,ch}$  calibrado.

#### **5. Desarrollo de un modelo del proceso rectificado plano que permita estimar la caída de dureza durante el acabado final de la pieza.**

- La modelización del proceso completo de fabricación de la pieza en sus dos etapas dentro de la rectificadora se ha completado con el desarrollo de un modelo numérico que permite estimar la dureza final de la superficie tras el rectificado final de una pieza plana.
- El modelo consta de dos etapas. En una primera etapa se ha obtenido la evolución de la temperatura a lo largo del tiempo en la pieza a partir de un modelo de elementos finitos. En la segunda etapa, se emplea una metodología propuesta en bibliografía para considerar el efecto conjunto del tiempo y de la temperatura en el efecto del revenido. Esta metodología es aplicada, por primera vez, a un proceso de rectificado.
- El modelo ha sido calibrado y validado para el caso de piezas de acero AISI 1045 endurecidas previamente mediante grind-hardening. Así mismo, se ha considerado como parámetro de calibración  $R_{w,ch}$  y se ha concluido que la consideración de un valor de éste igual a 0,81 permite estimar la dureza tras el rectificado con un error relativo máximo del 6%.

### VI.3. LINEAS FUTURAS

A partir de las conclusiones y aportaciones presentadas, se abren nuevas líneas trabajo en las que profundizar en investigaciones futuras:

- Obtener la relación  $E''_c$ -HPD en otros aceros que puedan ser de interés y profundización en la relación entre el carbono equivalente y la pendiente de la relación lineal  $E''_c$ -HPD.
- Desarrollar un software implementable en el control numérico de la rectificadora que permita realizar el control en lazo cerrado de la HPD generada tomando como parámetro de referencia  $E''_c$ .
- Profundizar en el estudio de la influencia del desgaste de la muela en el rectificado cilíndrico a través mediante el análisis del efecto del overlap ratio.
- Desarrollar un modelo del proceso de grind-hardening aplicado al rectificado cilíndrico a través empleando la metodología empleada y las simplificaciones introducidas en la definición del modelo de rectificado plano presentado.
- Completar el modelo teórico propuesto para estimar la HPD en grind-hardening de piezas de sección constante en rectificado plano de tal forma que sea posible considerar el efecto de la variación del calor generado durante la pieza como consecuencia del desgaste progresivo de la muela.
- Partiendo del modelo térmico presentado, desarrollar un modelo que permita incluir el efecto mecánico de la muela y estimar las deformaciones experimentadas por la pieza, así como las tensiones residuales en ésta tras el proceso.
- Estudiar la aplicabilidad del proceso de grind-hardening a piezas de geometría compleja como dientes de engranajes o levas.
- Desarrollo de muelas y abrasivos optimizados para el proceso de manera que sean capaces de soportar las elevadas temperaturas y esfuerzos mecánicos que tienen lugar en el proceso de grind-hardening.

---

## **BIBLIOGRAFÍA**

---



## **BIBLIOGRAFIA**

- [Ale11] Aleksandrova N. M.; Supovb, A. V.; Skobloc, T. S.: Multicyclic Radiative and Thermal Hardening of Low Carbon Steel, *Steel in Translation*, 41 (8) (2011), 698-703.
- [And08] Anderson, D.; Warkentin, A.; Bauer, R.: Experimental validation of numerical thermal models for dry grinding, *Journal of Materials Processing Technology*, 204 (2008), 269-278.
- [Aur08] Aurich, J.; Herzenstiel, P.; Sudermann, H., Magg, T.: High-performance dry grinding using a grinding wheel with a defined grain pattern, *CIRP Ann - Manuf. Technol*, 57(1) (2008), 357-362.
- [Asm91] ASM Handbook Volume 4, Heat treating (1991), ASM International.
- [Asm13] ASM Handbook, Volume 4A, Steel Heat Treating Fundamentals and Processes, (2013).
- [Bat05] Batako, A. D.; Rowe, W. B.; Morgan, M. N.: Temperature measurement in high efficiency deep grinding, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 45 (11) (2005), 1231-1245.
- [Bri91] Brinksmeier, E.: *Prozess und Werkstückqualität in der Feinbearbeitung. Habilitationsschrift, Universidad de Hannover* (1991)
- [Bri96] Brinksmeier, E.; Brockhoff, T.: Utilization of Grinding Heat as a New Heat Treatment Process, *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, 45 (1) (1996), 283-286.
- [Bri97] Brinksmeier, E.; Brockhoff, T.; Walter, A.: Minimum Quantity Lubrication in Grinding, *Proceedings of the 2nd International Machining and Grinding Conference, SME, Dearborn, Michigan 1997*, p. 639.
- [Bri99] Brinksmeier, E.; Heinzel, C.; Wittman, M.: Friction cooling and lubrication in grinding, *CIRP Ann-Manuf. Technol.*, 48 (2) (1999), 581-598.
- [Bri03] Brinksmeier, E.; Heinzel, C.; Bohm, C.; Wilke, T.: Simulation of the Temperature Distribution and Metallurgical Transformations in Grinding by Using the Finite-Element-Method, *Prod. Eng.*, 10 (1) (2003), 9-14.
- [Bri10] Brinksmeier, E.; Meyer, D.; Garbrecht, M.; Huntemann, J.; and Larek, R.: Reduced Energy Consumption by Adapted Process Chains, *Proceedings of the 36th International MATADOR Conference* (2010), 401-404
- [Bro08] Brosse, A.; Naisson, P.; Hamdi, H.; Bergheau, J. M.: Temperature measurement and heat flux characterization in grinding using thermography, *J. Mater. Process. Technol.*, 201 (1-3) (2008), 590-595.

## *Bibliografía*

---

- [Büy13] Büyüköztürk, O. ; Taşdemir, M. A.: Nondestructive Testing of Materials and Structures, *Nondestruct. Test. Mater. Struct.*, (2003), 703-709.
- [Cal02] Callister W.D.: *Introducción a la ciencia e ingeniería de los materiales*, Reverté (2002).
- [Che00] Chen, X.; Rowe, W. B.; McCormack, D. F.: Analysis of the transitional temperature for tensile residual stress in grinding, *Journal of Materials Processing Technology*, 107 (2000), 216-221.
- [Chr05] Chryssolouris, G.; Tsirbas, K.; Salonitis, K.: An Analytical, Numerical , and Experimental Approach to Grind Hardening, *J. Manuf. Process.*, 7 (1) (2005), 1–9.
- Dar02] Darafon, A.; Warkentin, A.; Bauer, R.: 3D metal removal simulation to determine uncut chip thickness, contact length, and surface finish in grinding, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 66 (2013), 1715-1724.
- [Deg03] Degarmo, E. P.; Black, J T.; Kohser, R. A. (2003), *Materials and Processes in Manufacturing* (9th ed.), Wiley, ISBN 0-471-65653-4.
- [Des70b] DesRuisseaux, N. R.; Zerkle, R. D.: Thermal analysis of the grinding process. *Trans. ASME J. Eng. Ind.* (1970) 428-434.
- [Ebb00] Ebbrell, S.; Woolley, N. H.; Tridimas, Y. D.; Allanson, D. R.; & Rowe, W. B.: The effects of cutting fluid application methods on the grinding process. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 40 (2000) 209-223.
- [Fed91] Fedoseev, O.B.; Malkin, S.: Analysis of Tempering and Rehardening for Grinding of Hardened Steels, *J. Eng. Ind.*, 113 (1991), 1-7.
- [Föc12] Föckerer, T.; Kolkwitz, B.; Heinzl, C.; Zäh, M. F.: Experimental and numerical analysis of transient behavior during grind-hardening of AISI 52100, *Prod. Eng.*, 6 (6) (2012) 559-568.
- [Föc13] Föckerer, T.; Zäh, M. F.; Zhang, O. B.: A three-dimensional analytical model to predict the thermo-metallurgical effects within the surface layer during grinding and grind-hardening, *Int. J. Heat Mass Transf.*, 56 (2013), 223-237.
- [Fri04] Fricker, D. C.; Pearce T.R.A.; Harrison J.L.: Predicting the occurrence of grind hardening in cubic boron nitride grinding of crankshaft steel, *Proc. Inst. Mech. Eng. Part B J. Eng. Manuf.*, 218 (10) (2004), 1339-1356.
- [Gar14a] García, E.; Sánchez, J. A.; Méresse, D.; Pombo, I.; Dubar, L.: Complementary tribometers for the analysis of contact phenomena in grinding, *J. Mater. Process. Technol.*, 214 (9) (2014), 1787-1797.

- [Gar14b] García, E.; Méresse, D.; Pombo, I.; Harmand, S.; Sánchez, J. A.: Identification of heat partition in grinding related to process parameters, using the inverse heat flux conduction model, *Appl. Therm. Eng.*, 66 (1-2) (2014), 122-130.
- [Gra56] Grange, R.A.; Braughman, R.W.: Hardness of tempered martensite in carbon and low alloy steels. In: *Transactions of American Society for Metals v. XLVII*, (1956) 165-197.
- [Gue04] Martínez de Guereñu, A.: Diseño e implementación de un sistema de ensayos no destructivos magnéticos y electromagnéticos. Aplicación al estudio microestructural de aceros de bajo carbono. Tesis Doctoral. Tecnum, San Sebastian (2004).
- [Guo92] Guo, C.; Malkin, S.: Heat transfer in grinding, *J. Mater. Process. Manuf. Sci.*, 1 (1992), 16-27.
- [Guo96a] Guo, C.; Malkin, S.: Inverse Heat Transfer Analysis of Grinding. Part 1: Methods, *J. Eng. Ind.*, 118 (1996), 137-142.
- [Guo96b] Guo, C.; Malkin, S.: Inverse Heat Transfer Analysis of Grinding. Part 2: Applications, *J. Eng. Ind.*, 118 (1996), 143-149.
- [Had13] Hadad, M.; Sadeghi, B.: Minimum quantity lubrication-MQL turning of AISI 4140 steel alloy, *J. Clean. Prod.*, 54 (2013), 332-343.
- [Hah62] Hahn, R. S.: On the nature of the grinding process. *Int. Mach. T. Design* (1962) 129-154.
- [Hah71] Hahn, R. S.; Lindsay R. P.: Principles of grinding, in *Grinding: Theory, Techniques and troubleshooting*, (1971), Society of Manufacturing Engineers: Dearborn, Michigan. p. 3-41.
- [Hah86] Hahn, R.S.: Precision grinding cycles, *Handbook of modern grinding technology*, (1986), 170-190.
- [Hei12] Heinzl, C.; Antsupov, G.: Prevention of wheel clogging in creep feed grinding by efficient tool cleaning, *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, 61 (1) (2012), 323-326.
- [Hose00] Hosenfeld, T.: Schwingfestigkeit des Stahl 42 CrMo 4 nach partieller Hartung mit gepulster Nd:YAG-Laserstrahlung, Tesis doctoral, Universität Bremen (2000).
- [Hol45] Hollomon, L.D.; Jaffe, L.D; Time-temperature relations in tempering steels. *Trans. Amer. Inst. Min. Met. Engrs.*, 162 (1945), 223-249.
- [Hou04] Hou, Z. B.; Komanduri, R.: On the mechanics of the grinding process Part II-thermal analysis of fine grinding. *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 44 (2004), 247-270.

## *Bibliografia*

---

- [Hya13] Hyatt, G. A.; Mori, M.; Föckerer, T.; Zäh, M. F.; Niemeyer, N.; and Duscha, M.: Integration of heat treatment into the process chain of a mill turn center by enabling external cylindrical grind-hardening, *Prod. Eng.*, (2013).
- [Inc90] Incropera, F.P.; Dewitt, D.P.: *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*, tercera ed., John Wiley & Sons Inc., (1990).
- [Jae42] Jaeger, J. C.: Moving sources of heat and the temperature at sliding contacts, *Proc.R.Soc New South Wales*, 76 (1942), 203-224.
- [Jin02] Jin, T.; Rowe, W.; McCormack, D.: Temperatures in deep grinding of finite workpieces, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42 (2002), 53-59.
- [Kai07] Kai, Y.; Tsuchida, Y.; Enokizono, M.: Numerical analysis for non-destructive evaluation of hardening steel taking into account measured magnetic properties depending on depth. *Electromagnetic Nondestructive Evaluation*, Takahashi, S. and Kikuchi, H. (Eds.), IOS Press, Amsterdam, (2007).
- [Kaj86] Kajiwara, S.: Roles of dislocations and grain boundaries in martensite nucleation, *Metall. Mater. Trans. A*, 17 (1986), 1693-1702.
- [Kha11] Kahrobaee Kashafi, M.: Hardness profile plotting using multi-frequency multi-output electromagnetic sensor, *NDT & E International*, 44 (4) (2011), 335-338.
- [Kru01] Kruszynski, B. W.; Wójcik, R.: Residual stress in grinding, *Journal of Materials Processing Technology*, 109 (2001), 254-257.
- [Koh95] Kohli, S.; Guo, C.; Malkin, S.: Energy Partition to the Workpiece for Grinding with Aluminum Oxide and CBN Abrasive Wheels, *J. Eng. Ind.*, 117 (2) (1995), 160.
- [Koi59] Koistinen, D.P.; Marburger, R.E.: A general equation prescribing extent of austenite martensite transformation in pure Fe-C alloys and plain carbon steels, *Acta Metallurgica*, 7 (1959), 59-60.
- [Kol11] Kolkwitz, B.; Föckerer, T.; Heinzl, C.; Zäh, M. F.; and Brinksmeier, E.: Experimental and Numerical Analysis of the Surface Integrity resulting from Outer-Diameter Grind-Hardening, *Procedia Eng.*, 19 (2011), 222-227.
- [Leb84] Leblond, J.B.; Devaux, J.: A new kinetic model for aniso-thermal metallurgical transformation in steels including effect of austenite grain size, *Acta Metall*, 32(1) (1984), 137-146.

- [Lee06] Lee, M. K.; Kim, G. H.; Kim, K. H.; Kim, W. W.: Effects of the surface temperature and cooling rate on the residual stresses in a flame hardening of 12Cr steel, *J. Mater. Process. Technol.*, 176 (1–3) (2006), 140-145.
- [Lef06] Lefebvre, A.; Vieville, P.; Lipinski, P.; Lescahier, C.: Numerical analysis of grinding temperature measurement by the foil/workpiece thermocouple method, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46 (2006), 1716-1726.
- [Lef12] Lefebvre, A.; Lanzetta, F.; Lipinski, P.; and Torrance, A. A.; Measurement of grinding temperatures using a foil / workpiece thermocouple, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 58 (2012), 1-10.
- [Lin71] Lindsay, R.P.; Hahn, R.S.: On the basic relationships between grinding parameters. *Annals of the CIRP*, XIV (1971), 657-666.
- [Lin86] Lindsay, R.P.: Principles of grinding, in *Handbook of modern grinding technology*, R.I.H. King, Robert. S, Editor. 1986, Chapman and Hall: New York, London. p. 30-71.
- [Liu15] Liu, M.; Nguyen, T.; Zhang, L.; Wu, Q.; and Sun, D.: Effect of grinding-induced cyclic heating on the hardened layer generation in the plunge grinding of a cylindrical component, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 89 (2015), 55-63.
- [Lo06] Lo, C. C. H.; Kinser, E. R.; Melikhov, Y.; Jiles, D. C.: Magnetic non-destructive characterization of case depth in surface-hardened steel components. In: D.O. Thompson, D.E. Chimenti (Eds.) *Review of Progress in Quantitative nondestructive evaluation 25B*, AIP Conference Proceedings, 820 (2006), 1253-1260.
- [Lop13] Lopez-Arraiza, A.; Castillo, G.; Dhakal, H. N.; Alberdi, R.: High performance composite nozzle for the improvement of cooling in grinding machine tools, *Compos. Part B Eng.*, 54 (2013), 313–318.
- [Mal74] Malkin, S.; Anderson, R. B.: *Thermal Aspects of Grinding: Part1- Energy Partition*, *J. Eng. Ind.*, 96 (4) (1974), 1177-1183.
- [Mal78] Malkin, S; Lenz, E: Burning limit for surface and cylindrical grinding of steels, *CIRP Annals* 27(1) (1978), 233-236.
- [Mal08] Malkin, S.: *Grinding technology: Theory and application of machining with abrasives*, 1989, (Ellis Horwood, Chichester and John Wiley, New York, New York).
- [Mam03] Mamalis, A.G.; Manolakos, D.E.; Markopoulos, A.; Kunádrk, J.; Gyáni, K.; *Thermal Modelling of Surface Grinding Using Implicit Finite Element Techniques*, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 21 (2003), 929-934.

- [Mar04] Marinescu, I. D.; Rowe, W. B.; Dimitrov, B.; Inasaki, I.: Trybology of abrasive machining”. William Andrews publishing (2004)
- [Mar12] Martínez, S.; Ukar, E.; Taberner, I.; Lamikiz, A.: Development of a Laser Hardening Simulation Method Including Material Characterization for Rapid Heating Rates, Mater. Sci. Forum, 713 (2012), 49-54.
- [May02] Mayer, J.E; Price, A.H; Purushothaman, G.K; Dhayalan, A.K: Thermal Damage in Helicopter Gear, Steel. Journal of Manufacturing Processes 4(2) (2002), 142-147.
- [Met13] Metal Ravne, 2013, “Steel OCR4ES (Mat. No 1.3505, DIN 100Cr6, EN 100Cr6)”, < <http://www.metalravne.com/selector/steels/OCR4ES.html>>.
- [Moh11] Mohamed, A.-M. O.; Warkentin, A.; Bauer, R.: Use of surface roughness measurements to improve the estimation of the heat partition in grinding, J. Mater. Process. Technol., 211 (4) (2011), 566-572.
- [Moo04] Moorthy, V.; Shaw, B.A.; Brimble, K.: Testing of Case Depth in Case carburized steels using Magnetic Barkhausen Emission technique. Materials Evaluation, 62(5) (2004), 523-527.
- [Moo09] Moorthy, V.; Shaw, B.A.: Magnetic Barkhausen Emission Measurements for Evaluation of Depth of Grinding Damage. Proceedings of the 7th International Conference on Barkhausen Noise and Micromagnetic Testing (2009).
- [Mou01] Moulik, P.N.; Yang, H.T.Y.; Chandrasekar, S.: Simulation of thermal stresses due to grinding, International Journal of Mechanical Sciences, 43 (2001), 831-851.
- [Nac08] Nachmani, Z.: Randzonenbeeinflussung beim Schnellhubschleifen. Tesis doctoral, RWTH Aachen University, Aachen (2008).
- [Nad15] Nadolny, K.; Wojtewicz, M.; Sienicki, W.; Herman, D.: An analysis of centrifugal MQL supply system potential in the internal cylindrical grinding process, Arch. Civ. Mech. Eng., (2015).
- [Nat13] Nateq, M. H.; Kahrobaee, S.; and Kashefi, M.: Use of eddy-current method for determining the thickness of induction-hardened layer in cast iron, Met. Sci. Heat Treat., 55 (2013), 370-374.
- [Ngu07] Nguyen, T.; Zarudi, I.; and Zhang, L. C.: Grinding-hardening with liquid nitrogen: mechanisms and technology, Int. J. Mach. Tools , 47 (2007), 97-106.
- [Ngu10a] Nguyen, T.; and Zhang, L.C.: Grinding–hardening using dry air and liquid nitrogen: Prediction and verification of temperature fields and hardened layer thickness, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 50 (2010), 901-910.

- [Ngu10b] Nguyen, T.; Zhang, L. C.: Realisation of grinding-hardening in workpieces of curved surfaces—Part 1: Plunge cylindrical grinding, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 51 (4) (2010), 309-319.
- [Ngu12] Nguyen, T.; Zhang, L. C.: Prediction of the Hardened Layer in Traverse Cylindrical Grinding-Hardening, *Mater. Sci. Forum*, 697-698 (2012), 13-18.
- [Out52] Outwater, J. O.; Shaw, M. C.: Surface temperatures in grinding, *Trans. ASME* (1952) 73-86.
- [Pas03] Pashby, I. R.; Barnes, S.; Bryden, B. G.: Surface hardening of steel using a high power diode laser, *J. Mater. Process. Technol.*, 139 (1–3) (2003), 585-588.
- [Pau10] Davim J. Paulo, *Surface integrity in machining*, Springer London (2010).
- [Pom10] Pombo, I: Estudio teórico-experimental de una nueva tecnología de rectificado ecológico, Tesis doctoral, Universidad del País Vasco (2010).
- [Pus10a] Pusavec, F.; Krajnik, P.; & Kopac, J.: Transitioning to sustainable production – Part I: application on machining technologies. *J. Clean. Prod.* 18(2) (2010), 174-184.
- [Qi97] Qi H.S; Rowe W.B.; Mills, B.: Experimental investigation of contact behaviour in grinding. *Tribol. Int.*, 30/4(4) (1997), 283–294.
- [Ret83] Reti, T.; Bobok, G.; Gergely, M.: (1983) Computing method for non-isothermal heat treatments. *Proceedings of the Int. Conference, Heat Treatment '81*, The Metals Society, London, p. 91-96.
- [Ret04] Reti, T.; Felde, I.; Grum, J.; Colas, R.; Sanchez, G.; Moita de Deus, A.: Extension of Isothermal Time-Temperature Parameters to Non-isothermal Conditions : Application to the Simulation of Rapid Tempering, *Strojniški Vestn. - J. Mech. Eng.* 56, 56 (2010), 84-92.
- [Row93] Rowe W. B.; Morgan, M. N.; Qi, H. S.; Zheng, H. W.: The Effect of Deformation on the Contact Area in Grinding, *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, 42(1),409–412.
- [Row97] Rowe, W. B.; Morgan, M. N.; Black, S. C. E.: Validation of Thermal Properties in Grinding, *Ann. CIRP*, 47 (1) (1997), 275-279.
- [Row01] Rowe, W. B.: Thermal analysis of high efficiency deep grinding. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 41 (2001), 1-19.
- [Sal07] Salonitis, K.; Chryssolouris, G.: Cooling in grind-hardening operations, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 33 (3–4) (2007), 285-297.
- [Sal08] Salonitis, K.; Chondros, T.; Chryssolouris, G.: Grinding wheel effect in the grind-hardening process, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 38 (1-2) (2008), 48-58.

## *Bibliografia*

---

- [Sal13] Salonitis, K.; Stavropoulos, P.; Kolios, A.: External grind-hardening forces modelling and experimentation, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 70 (1-4) (2013), 523-530.
- [Sal14] Salonitis, K.: On Surface Grind Hardening Induced Residual Stresses, *Procedia CIRP*, 13 (2014), 264-269.
- [San12] Santa-Aho, S.; Vippola, M.; Sorsa, A.; Leiviska, K.; Lindgren, M.; Lepistö, T.; Utilization of Barkhausen noise magnetizing sweeps for case-depth detection from hardened steel, *NDT E Int.*, 52 (2012), 95-102.
- [Saq98] Saquet, T.; Tapuleasa, D.; Chicois, J.: Use of Barkhausen Noise for Determination of Surface Hardened Depth, *Nondestructive Testing and Evaluation*, 14 (5) (1998), 277-292.
- [Set15] Setti, D.; Sinha, M. K.; Ghosh, S.; Venkateswara Rao, P.: Performance evaluation of Ti-6Al-4V grinding using chip formation and coefficient of friction under the influence of nanofluids, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 88 (2015), 237-248.
- [Sch99] Schneider, M.: Auswirkungen thermomechanischer Vorgänge beim Werkzeugschleifen. Tesis doctoral, University of Dortmund, (1999).
- [Sil13] Silva, L. R.; Corrêa, E. C. S.; Brandão, J. R.; De Ávila, R. F.: Environmentally friendly manufacturing: Behavior analysis of minimum quantity of lubricant - MQL in grinding process, *J. Clean. Prod.*, (2013).
- [Sha75] Shafto, G.R.: Creep-feed grinding, PhD Thesis, University of Bristol, (1975).
- [Sha96] Shaw, M. C.: Energy conversion in cutting and grinding. *CIRP Ann.*, 45(1) (1996), 101-104.
- [Sha03] Shaji, S.; and Radhakrishnan, V. : An Investigation on Solid Lubricant Moulded Grinding Wheels, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43 (2003), 965.
- [Sno71] Snoeys, R.; Decneut, A.: Review of results of the co-operative research program of the CIRP grinding group. *Annals of the CIRP*, 19 (1971), 507-512.
- [Ste01] Stephenson, D.J.; Corbett, J; Laine, E; Johnstone, I; Baldwin, A: Burn Threshold Studies for Superabrasive Grinding Using Electroplated CBN Wheels, *SME 4th International Machining & Grinding Conferece* (2001).
- [Tak66] Takazawa, K.: Effects of grinding variables on surface structure of hardened steels, *Bull. Japan. Soc. Prec. Engg.*, 2 (1966) 14.
- [Taw90] Tawakoli, T.: Hochleistungs-Flachschleifen. Tesis doctoral, Universitat Bremen, (1990).

- [Taw08] Tawakoli, T.; Azarhoushang, B.: Influence of ultrasonic vibrations on dry grinding of soft steel. *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 48 (2008), 1585-1591.
- [Tön12] Tönissen, S.; Klocke, F.; Feldhaus, B.; Buchholz, S.; Weiß, M.: Residual stress prediction in quick point grinding. *Production Engineering*, 6 (3) (2012), 243-249.
- [Tot06] Totten, G.E.: *Steel heat treatment handbook*, CRC Press, 2010.
- [Ued96] Ueda, T.; Sato, M.; Nakayama, K.: Cooling characteristics of cutting grain in grinding. *CIRP Ann. Technol.*, 1 (1996), 293-298.
- [Vai00] Vaidyanathan, S.; Moorthy, V.; Jayakumar, T.; Raj, B.: Evaluation of induction hardened case depth through microstructural characterization using magnetic Barkhausen emission technique, *Materials Science and Technology*, 16 (2000), 202-208.
- [Wag91] Wager, J. G.; Gu, D. Y.: Influence of up-grinding and down-grinding on the contact zone, *CIRP Annals*, 40 (1) (1991), 323-326.
- [Wan03] Wang, L.; Qin, Y.; Z.-c Liu, P.-q Ge, Gao, W.: Computer simulation of a workpiece temperature field during the grinding process, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 217 (2003), 953-959.
- [Wan13] Wang, J. Q.; Chung, Y.W.: *Encyclopedia of Tribology*, Springer London, (2013).
- [Wil08] Wilke, T.: *Energieumsetzung und Gefügebeeinflussung beim Schleifenhärten*, Tesis doctoral, Universität Bremen, (2008).
- [Wit07] Wittmann, M.: *Bedarfsgerechte Külschmierung beim Schleifen*. Shaker, Aachen (2007).
- [Zar02] Zarudi, I.; Zhang, L. C.: A revisit to some wheel–workpiece interaction problems in surface grinding, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 42 (8) (2002), 905-913.
- [Xu15] Xu, X.; Huang, S.; Guan, J.; Hu, J.; Peng, W.: Grinding performance and self-lubrication mechanism of phenolic resin-bonded grinding wheel filled with inclusion complex of  $\beta$ -cyclodextrin and dialkyl pentasulfide, *J. Mater. Process. Technol.*, 221 (2015), 163-171.
- [Zar02] Zarudi, I.; Zhang, L. C.: Mechanical property improvement of quenchant steel by grinding, *J. Mater. Sci.*, 37 (2002), 3935-3943.
- [Zha95] Zhang, L. C.; Mahdi, M.: Applied mechanics in grinding--IV .The mechanism of grinding induced phase transformation, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 35 (10) (1995), 1397-1409.

## *Bibliografia*

---

- [Zha09a] Zhang, J.; Ge, P.; Jen, T. C.; Zhang, L.: Experimental and numerical studies of AISI1020 steel in grind-hardening, *Int. J. Heat Mass Transf.*, 52 (3-4) (2009), 787-795.
- [Zha09b] Zhang, C.; Bowler, N.; Lo, C.: Magnetic characterization of surface-hardened steel, *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 321 (23) (2009), 3878-3887.
- [Zha15] Zhang, Y.; Ge, P.; Be W.: Plane grind-hardening distortion analysis and the effect to grind-hardening layer, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 78 (2015), 431–438.
- [Zho92] Zhou, Z.X.; Van Lutterwelt, C.A.: The real contact length between grinding wheel and workpiece-A new concept and a new measuring method. *Annals of the CIRP*, 41 (1) (1992), 387-391.
- [Zep05] Zeppenfeld, C.: Schnellhubschleifen von gamma-Titanaluminiden. Gamma-Titanaluminiden, Tesis doctoral, RWTH Aachen University (2005).
- [Zen87] Zenker, R.; Panzer, S.: Stand, Ergebnisse and Perspektiven des Elektronenstrahl-Randschichthärtens, *Freiberger Forschungshefte, Reihe B, Bergakademie Freiberg*, ( 1987).
- [Zür64] Zürn, H.: Untersuchungen über das Schleifhärten von Sageschneiden. Tesis doctoral, Technische Hochschule Stuttgart, (1964).