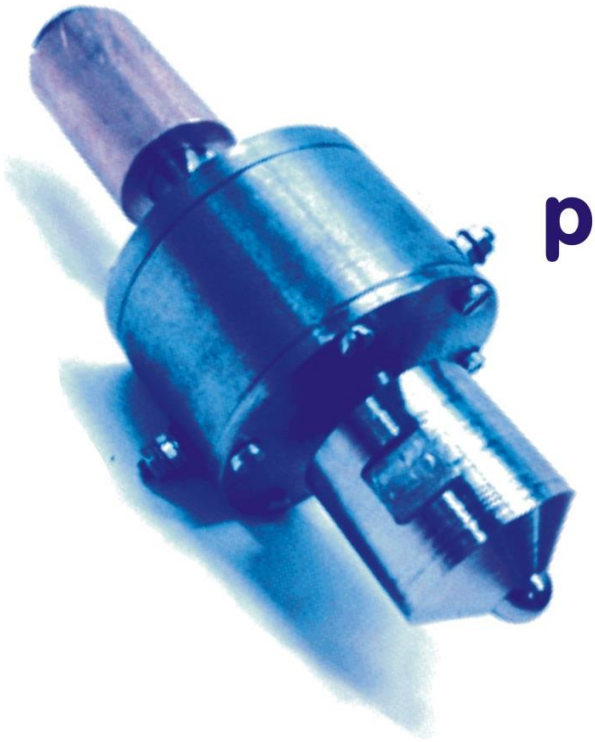
ADVERTIMENT. La consulta d'aquesta tesi queda condicionada a l'acceptació de les següents condicions d'ús: La difusió d'aquesta tesi per mitjà del servei TDX (www.tesisenxarxa.net) ha estat autoritzada pels titulars dels drets de propietat intel·lectual únicament per a usos privats emmarcats en activitats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

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

WARNING. On having consulted this thesis you're accepting the following use conditions: Spreading this thesis by the TDX (www.tesisenxarxa.net) service has been authorized by the titular of the intellectual property rights only for private uses placed in investigation and teaching activities. Reproduction with lucrative aims is not authorized neither its spreading and availability from a site foreign to the TDX service. Introducing its content in a window or frame foreign to the TDX service is not authorized (framing). This rights affect to the presentation summary of the thesis as well as to its contents. In the using or citation of parts of the thesis it's obliged to indicate the name of the author

UNIVERSITAT POLITÈCNICA
DE CATALUNYA
BARCELONATECH

DEPARTAMENT
D'ENGINYERIA MECÀNICA



Estudio del proceso de bruñido con bola asistido por una vibración

AUTOR: Giovanni Gómez Gras

DIRECTOR: José Antonio Travieso Rodríguez

Programa de Doctorado: Ingeniería Mecánica, Fluidos y Aeronáutica

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

Barcelona, marzo de 2015

El hombre se descubre realmente cuando se mide con un obstáculo.

Antoine De Saint Exupery

Los proyectos se empiezan con mucha ilusión, una maleta vacía y una gran disposición para andar por un sendero sinuoso, que nos llevará hasta una meta invisible. Todo parece difícil hasta que se logra. Sin embargo, en el propósito de alcanzarlo, se necesita de muchas manos que nos ayuden a franquear las barreras. Manos expertas, sabias, experimentadas, o simplemente, manos amigas. A quienes me han brindado esas manos, mi más sincera gratitud.

En primer lugar a Toni Travieso, director de esta tesis, cuya implicación en este proyecto cuenta con todo mi agradecimiento. Gracias Toni, por tus valiosos consejos profesionales y personales y por las muchas horas dedicadas a este trabajo.

Quiero mostrar mi agradecimiento también a Hernán González, que participó activamente en la primera parte de este largo camino, aportando sus conocimientos y puntos de vista. A mis compañeros de la EUETIB: Jordi Llumà, Jordi Jorba, Eva Martínez, Amelia Nápoles, Daniel Romanillos, Sergio Calles, Ramón Jerez… que me han ofrecido generosamente su tiempo, ante los obstáculos grandes y pequeños que se han interpuesto a lo largo del trayecto.

Además quisiera hacer extensiva mi gratitud a Gilles Dessein, Francisco Carrillo y Joël Alexis, profesores de la ENIT, por su colaboración durante estos años, y por haberme facilitado los medios suficientes para llevar a cabo la mayoría de los ensayos experimentales de esta tesis.

Por último, un agradecimiento muy especial merece la comprensión, la paciencia y el ánimo recibidos de mi familia pequeña en los momentos mejores y peores. Por ellas y para ellas es también este trabajo. Ellas, que han confiado desde el primer momento, en que este día llegaría más pronto que tarde.

A todos, muchas gracias…

ÍNDICE

Resumen……..... I

Summary…… II

Resum……. III

Nomenclatura……. IV

CAPÍTULO 1. Introducción……..... 1

1.1. Cuestionamientos previos…….. 4

1.2. Hipótesis planteadas……... 4

1.3. Objetivos…… 5

1.3.1. Objetivo general…… 5

1.3.2. Objetivos específicos……. 5

1.4. Metodología……... 6

1.5. Estructura de la tesis……... 7

1.6. Publicaciones relacionadas…….... 8

1.7. Alcance y contribución de la tesis……..... 10

CAPÍTULO 2. Estado del arte……... 12

2.1. Procesos de fabricación asistidos……... 13

2.2. Procesos de deformación plástica convencionales y asistidos con vibraciones…….. 23

2.3. Herramientas de bruñir y estudios relacionados con el bruñido con bola….. 28

CAPÍTULO 3. Diseño y concepción de la nueva herramienta de bruñido con bola asistida con vibraciones……. 45

3.1. Modelado del sistema generador de vibración……... 48

3.1.1. Criterio de clasificación de las placas.……. 48

3.1.2. Teoría de la curvatura de placas delgadas rígidas……... 49

3.1.3. Modelo de placas acopladas…….……... 58

3.1.3.1. Solución al problema estático……. 59

3.1.3.2. Solución numérica al problema estacionario……. 63

3.2. Diseño de la herramienta…… 66

3.2.1. Descripción de los elementos que componen la herramienta…….. 68

3.2.1.1. Elementos para el bruñido…….. 69

3.2.1.2. Elementos del sistema vibratorio…… 69

3.2.1.3. Elementos del sistema de precarga de la fuerza de bruñido……. 70

3.2.2. Comprobación experimental de la deflexión de la placa M_1 utilizada en la herramienta……... 71

3.3. Aportaciones de la asistencia de las vibraciones al bruñido convencional… 73

3.4. Comentarios sobre la eficiencia de la herramienta asistida……... 83

CAPÍTULO 4. Estudio experimental del proceso de bruñido asistido con vibraciones 85

4.1. Primer Experimento: Medición de la rugosidad superficial obtenida tras el bruñido en el aluminio A92017……. 88

4.1.1. Análisis de los resultados de las mediciones de rugosidad superficial…… 89

4.1.2. Comentarios sobre los resultados de las mediciones de rugosidad superficial…… 104

4.2. Segundo Experimento: Medición de la rugosidad superficial obtenida tras el bruñido en el acero G10380……. 108

4.2.1. Análisis de los resultados de las mediciones de rugosidad superficial…… 110

4.2.2. Comentarios sobre los resultados de las mediciones de rugosidad superficial…… 122

4.3. Tercer Experimento: Determinación del perfil de dureza tras el bruñido en el aluminio A92017……... 126

4.3.1. Comentarios sobre los resultados de las mediciones de dureza superficial…… 128

4.4. Cuarto Experimento: Determinación del perfil de dureza tras el bruñido en el acero G10380……..... 129

4.4.1. Comentarios sobre los resultados de las mediciones de dureza superficial…… 128

4.5. Quinto Experimento: Medición de las tensiones residuales compresivas en el aluminio A92017 y el acero G10380……..... 132

4.5.1. Resultado de las mediciones en el aluminio A92017…….. 137

4.5.2. Resultado de las mediciones en el acero G10380…...…… 138

4.5.3. Comentarios sobre los resultados de las mediciones de tensiones residuales…...…….… 138

CAPÍTULO 5. Estudio experimental Estudio experimental de la huella dejada por la herramienta de bruñido con bola…...…… 140

5.1. Primer Experimento: Medición de la rugosidad superficial obtenida tras el bruñido en el aluminio A92017……. 141

5.1.1. Región elástica……. 149

5.1.2. Región plástica…… 150

5.1.3. Región elasto-plástica..……..... 151

5.1.4. Consideraciones acerca de los aspectos teóricos sobre la indentación de superficies…… 152

5.2. Segundo Experimento: Indentación sobre aluminio A92017 y acero G10380, con y sin vibraciones…….. 153

5.2.1. Indentaciones en el aluminio A92017……. 149

5.2.2. Indentaciones en el acero G10380…….. 159

5.3. Tercer Experimento: Indentación sobre aluminio A92017 y acero G10380, para obtener el ancho de pasada lateral óptimo, *b*…… 153

CAPÍTULO 6. Conclusiones y trabajos futuros…...……..……... 171

6.1. Conclusiones…….. 171

6.2. Trabajos futuros……. 172

ANEXOS…… 174

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1	Diagrama esquemático para el proceso de bruñido con bola. (Fang-Jung Shiou & Chien-Hua Chen, 2003)……..	2
Figura 2.1	Centro de mecanizado ultrasónico DMS 35 de la casa Sauer, integrado en Deckel Maho Gildemeister……...	15
Figura 2.2	Gráfico comparativo entre la rugosidad superficial media aritmética obtenida tras un torneado convencional (debajo) y uno asistido por ultrasonidos (arriba)……	16
Figura 2.3	Sistema 1D típico utilizando un generador ultrasónico……..	17
Figura 2.4	Sistema de resonancia 2D VAM presentado por E. Shamoto, et al……..	20
Figura 2.5	Sistema no resonante 2D desarrollado en Pausan National University….....	21
Figura 2.6	Sistema no resonante 2D desarrollado en North Carolina State University……	21
Figura 2.7	Rango de operaciones de las herramientas VAM estudiadas y referenciadas por D.E. Brehl y T.A. Dow…….....	22
Figura 2.8	(1) Contacto entre un indentador rígido curvo y un semiespacio deformable. Esquema tomado Stor Akers et al. (1997), (2) Esquema de la correlación de las pruebas de indentación de materiales elásto-plásticos como sugirió originalmente Johnson (1970). Los tres niveles I, II, y III, correspondientes a diferentes respuestas de indentación.....	24
Figura 2.9	Herramienta de bruñido con bola de 10mm de diámetro……	28
Figura 2.10	Herramienta de bruñido con rodillo de 13mm de diámetro…….....	29
Figura 2.11	Herramienta de bruñido para interior de cilindros…….....	30

Figura 2.12	Herramientas para bruñir con rodillo utilizada en operaciones de torno. Comercializada por Mech-India ENGINEERS PVT. LTD….....	30
Figura 2.13	Herramienta para bruñir con bola utilizada en torno…….....	31
Figura 2.14	Esquema de funcionamiento de la herramienta comercializada por Iraupen…….....	31
Figura 2.15	(1) Herramienta multibolas, (2) Herramienta multirodillos…….....	32
Figura 2.16	Herramienta de bruñido con bola para ser utilizada en una máquina CNC. (1)- Esquema. (2)-Prototipo……..	33
Figura 2.17	Representación de las fuerzas que actúan sobre el bruñido. Fang-Jung Shiou et al……	35
Figura 2.18	Gráfico comparativo de los valores de Ra, para los tres tratamientos superficiales en la dirección paralela al fresado (barras blancas) y en la dirección perpendicular al fresado (barras grises)……..	36
Figura 2.19	Esquema de la estrategia de bruñido con respecto a la orientación del fresado, (1) Perpendicular al fresado previo, (2) Paralelo al fresado previo……..	38
Figura 2.20	Esquema utilizado por Ainhoa Celaya et al., para desarrollar un modelo del proceso de bruñido con bola…….....	39
Figura 2.21	Gráficos comparativos de los resultados obtenidos por M.M. El-Khabeery y M.H. El-Axir (2011). (1) Valores de R_a en función de la velocidad de bruñido, para una profundidad de penetración de 0,15mm, (2)Valores de R_a en función de la velocidad de bruñido para 3 pasadas, (3) Valores de microdureza para diferentes velocidades de bruñido en 3 pasadas, (4) Valores de tensiones residuales en función del número de pasadas, para una velocidad de bruñido de 100m/min…	41
Figura 2.22	Herramienta de bruñido con bola optimizada para torno, utilizada por A. Rodríguez et al. (2011). Funcionamiento con presión hidrostática y bola cerámica…….....	42
Figura 2.23	Gráfico comparativo de la deformación plástica para diferentes presiones.....	43
Figura 3.1	Esquema básico de funcionamiento del sistema de vibratorio……...	46
Figura 3.2	Clasificación de las placas según su razón de aspecto D/h…….	48
Figura 3.3	Representación de una placa circular delgada, (A) sin carga, (B) con una carga transversal F……	50
Figura 3.4	Representación de la deformación radial producto de la deflexión de la placa……	51
Figura 3.5	Deformaciones producidas en la placa circular en la dirección radial y angular…….	52

Figura 3.6	Diagrama de tensiones que actúan sobre un elemento diferencial en coordenadas cilíndricas, de una placa sometida a una fuerza en el centro……...	55
Figura 3.7	Software diseñado para la validación de la solución numérica……..	59
Figura 3.8	Representación esquemática de la deflexión de una placa rígida delgada sometida a una fuerza P, (A) Aplicada en el centro, (B) Distribuida sobre la placa……	60
Figura 3.9	Representación gráfica de la comparación entre las soluciones numérica y analítica de (A)-(3.24) y (B)-(3.25)……..	61
Figura 3.10	Representación gráfica de la deformación de la placa en estudio para diferentes condiciones de fuerza y espesor…….	62
Figura 3.11	Software diseñado para el barrido de frecuencias de las placas acopladas…….	64
Figura 3.12	Barrido de la frecuencia de excitación sinusoidal de la placa M_1, para diferentes espesores…….	65
Figura 3.13	Barrido de frecuencias de la vibración de las dos placas acopladas para varios espesores……...	66
Figura 3.14	Esquema funcional de la herramienta de bruñido diseñada……	67
Figura 3.15	Fotografías de la herramienta de bruñido……...	68
Figura 3.16	Herramienta de bruñido dividida en tres bloques funcionales. (1) Elementos para el bruñido, (2) Elementos del sistema vibratorio, (3) Elementos del sistema de precarga de la fuerza de bruñido……..	68
Figura 3.17	Elementos para el bruñido……...	69
Figura 3.18	Elementos del sistema vibratorio……	70
Figura 3.19	Elementos del sistema de precarga de la fuerza de bruñido……...	70
Figura 3.20	Determinación experimental de la deflexión de la placa M_1……..	71
Figura 3.21	Resultados de la medición de la deflexión máxima obtenida a la frecuencia de trabajo de la herramienta de bruñido……	72
Figura 3.22	Barrido de la frecuencia de excitación sinusoidal de la placa M1, contrastado con los valores medidos experimentalmente……...	72
Figura 3.23	Curva de calibración de la herramienta de bruñido……	74
Figura 3.24	Señales de fuerzas medidas respecto a la media, durante el bruñido de una pieza de acero: (A)-convencional, (B)-asistido con vibraciones…..	76
Figura 3.25	Transformada de Fourier de las señales de fuerzas medidas durante el bruñido de una pieza de acero…….	77
Figura 3.26	Señal de las primeras frecuencias medidas durante el bruñido asistido con vibraciones, de una pieza de acero……...	78

Figura 3.27 Diferencia de amplitudes para el aluminio, entre la señal de bruñido convencional y la señal de bruñido asistido con vibraciones, x_3; aportación de energía de la vibración, E_{pv}…….. 80

Figura 3.28 Diferencia de amplitudes para el acero, entre la señal de bruñido convencional y la señal de bruñido asistido con vibraciones, x_3; aportación de energía de la vibración, E_{pv}…….. 80

Figura 3.29 Valores que adopta *e*, en función de la energía aportada por la herramienta para cada una de las fuerzas estudiadas, calculado según la ecuación (3.28)…… 82

Figura 4.1 Esquema de las piezas utilizadas en el estudio experimental. (A) Probeta fresada, (B) Probeta bruñida…… 87

Figura 4.2 Centro de mecanizado CNC OPTIMAB 900 (SOMAB)…… 88

Figura 4.3 Gráfica de regresión lineal e intervalo de confianza para $R_a\perp$ (sin vibraciones)……. 91

Figura 4.4 Efectos principales de las variables del proceso sobre $R_a\perp$ sin vibraciones…….. 92

Figura 4.5 Diagrama de Pareto para efectos estandarizados ($R_t\perp$ sin vibraciones).. 93

Figura 4.6 Gráfica de regresión lineal e intervalo de confianza para $R_t\perp$ (sin vibraciones)……. 93

Figura 4.7 Efectos principales de las variables del proceso sobre $R_t\perp$ sin vibraciones…….. 94

Figura 4.8 Diagrama de Pareto para efectos estandarizados (R_a // sin vibraciones). 95

Figura 4.9 Efectos principales de las variables del proceso sobre R_a // sin vibraciones…….. 95

Figura 4.10 Diagrama de Pareto para efectos estandarizados (R_t // sin vibraciones). 96

Figura 4.11 Efectos principales de las variables del proceso sobre R_t // sin vibraciones…… 97

Figura 4.12 Diagrama de Pareto para efectos estandarizados ($R_a\perp$ con vibraciones) 98

Figura 4.13 Efectos principales de las variables del proceso sobre $R_a\perp$ con vibraciones…….. 98

Figura 4.14 Diagrama de Pareto para efectos estandarizados ($R_t\perp$ con vibraciones)……. 99

Figura 4.15 Gráfica de regresión lineal e intervalo de confianza para $R_t\perp$ (con vibraciones)……. 100

Figura 4.16 Efectos principales de las variables del proceso sobre $R_t\perp$ con vibraciones…….. 100

Figura 4.17 Diagrama de Pareto para efectos estandarizados (R_a// con vibraciones)……. 101

Figura 4.18 Efectos principales de las variables del proceso sobre R_a// con vibraciones…….. 102

Figura 4.19 Diagrama de Pareto para efectos estandarizados (R_t// con vibraciones). 103

Figura 4.20 Gráfica de regresión lineal e intervalo de confianza para R_t// (con vibraciones)……. 103

Figura 4.21 Efectos principales de las variables del proceso sobre R_t // con vibraciones…….. 104

Figura 4.22 Diagrama de Pareto de efectos estandarizados para las diferentes variables significativas. (A) $R_t\perp$, bruñido sin vibraciones; (B) R_t //, bruñido sin vibraciones; (C) $R_t\perp$, bruñido con vibraciones; (D) R_t //, bruñido con vibraciones…….. 105

Figura 4.23 Diagrama de Pareto de efectos estandarizados para las diferentes variables significativas. (A) $R_a\perp$, bruñido sin vibraciones; (B) R_a //, bruñido sin vibraciones; (C) $R_a\perp$, bruñido con vibraciones; (D) R_a //, bruñido con vibraciones…….. 106

Figura 4.24 Influencia de la combinación de los parámetros experimentales sobre la rugosidad superficial obtenida. (A) R_a //, 1 pasada. (B)- R_a //, 5 pasadas. (C)- $R_a\perp$, 1 pasada. (D)- $R_a\perp$, 5 pasadas. Color azul – Bruñido asistido con vibraciones; Color rojo- Bruñido convencional Círculos: Va=600mm/min; Cuadrados: Va=400mm/min……... 107

Figura 4.25 Comparación de los resultados de rugosidad obtenidos con el proceso de bruñido convencional y el bruñido asistido con vibraciones, para los mismos parámetros de funcionamiento del sistema (*Va*, *F y N*). Color azul: Bruñido asistido con vibraciones, realizado en una pasada. Color rojo: bruñido convencional realizado en 5 pasadas, Círculos- *Va*=600mm/min; Cuadrados- *Va*=400mm/min……... 108

Figura 4.26 Gráfica de regresión lineal e intervalo de confianza para $R_a\perp$ (sin vibraciones)……. 111

Figura 4.27 Efectos principales de las variables del proceso sobre $R_a\perp$ sin vibraciones…….. 112

Figura 4.28 Gráfica de regresión lineal e intervalo de confianza para $R_t\perp$ (sin vibraciones)……. 113

Figura 4.29 Efectos principales de las variables del proceso sobre $R_t\perp$ sin vibraciones…….. 113

Figura 4.30 Gráfica de regresión lineal e intervalo de confianza para R_a // sin vibraciones)……. 114

Figura 4.31 Efectos principales de las variables del proceso sobre R_a // sin vibraciones…….. 115

Figura 4.32 Diagrama de Pareto para efectos estandarizados (R_t // sin vibraciones) 116

Figura 4.33 Efectos principales de las variables del proceso sobre R_t// sin vibraciones…….. 116

Figura 4.34 Diagrama de Pareto para efectos estandarizados ($R_a\perp$ con vibraciones) 117

Figura 4.35 Efectos principales de las variables del proceso sobre $R_a\perp$ con vibraciones…… 118

Figura 4.36 Diagrama de Pareto para efectos estandarizados ($R_t\perp$ con vibraciones) 119

Figura 4.37 Efectos principales de las variables del proceso sobre $R_t\perp$ con vibraciones…….. 119

Figura 4.38 Diagrama de Pareto para efectos estandarizados (R_a// con vibraciones) 120

Figura 4.39 Efectos principales de las variables del proceso sobre R_a// con vibraciones…….. 121

Figura 4.40 Diagrama de Pareto para efectos estandarizados (R_t// con vibraciones) 122

Figura 4.41 Efectos principales de las variables del proceso sobre R_t// con vibraciones…….. 122

Figura 4.42 Diagrama de Pareto de efectos estandarizados para las diferentes variables significativas. (A) $R_t\perp$, bruñido sin vibraciones; (B) R_t //, bruñido sin vibraciones; (C) $R_t\perp$, bruñido con vibraciones; (D) R_t //, bruñido con vibraciones…….. 123

Figura 4.43 Diagrama de Pareto de efectos estandarizados para las diferentes variables significativas. (A) $R_a\perp$, bruñido sin vibraciones; (B) R_a //, bruñido sin vibraciones; (C) $R_a\perp$, bruñido con vibraciones; (D) R_a //, bruñido con vibraciones…….. 124

Figura 4.44 Influencia de la combinación de los parámetros experimentales, sobre la rugosidad superficial obtenida. (A) R_a //, 1 pasada. (B)- R_a //, 5 pasadas. (C)- $R_a\perp$, 1 pasada. (D)- $R_a\perp$, 5 pasadas. Color azul – Bruñido asistido con vibraciones; Color rojo- Bruñido convencional Círculos: *Va*=600mm/min; Cuadrados: *Va*=400mm/min……... 125

Figura 4.45 Comparación de los resultados de rugosidad obtenidos con el proceso de bruñido convencional y el bruñido asistido con vibraciones, para los mismos parámetros de funcionamiento del sistema (*Va, F y N*). Color azul: Bruñido asistido con vibraciones, realizado en una pasada. Color rojo: bruñido convencional realizado en 5 pasadas, Círculos- *Va*=600mm/min; Cuadrados- *Va*=400mm/min……... 126

Figura 4.46 Micro-durómetro Buehler 5114, utilizado en los ensayos de dureza, facilitado por el Laboratorio de Materiales de la EUETIB……. 127

Figura 4.47 Micro-dureza medida en el perfil de la pieza de trabajo obtenido con fuerzas de 90N y 100N. (1)-*Va*=400mm/min y *N*=1 con vibraciones (c/v); (2)- *Va*=600mm/min y *N*=5 con vibraciones (c/v); (3)- *Va*=400mm/min y *N*=1 con vibraciones (c/v) y sin vibraciones (s/v), (4)- *Va*=600mm/min y *N*=5 con vibraciones (c/v) y sin vibraciones (s/v)……. 128

Figura 4.48 Micro-dureza medida en el perfil de la pieza de trabajo obtenido con fuerzas de 90N y 100N. (1)-*Va*=400mm/min y *N*=1 con vibraciones (c/v); (2)- *Va*=600mm/min y *N*=5 con vibraciones (c/v); (3)- *Va*=400mm/min y *N*=1 con vibraciones (c/v) y sin vibraciones (s/v), (4)- *Va*=600mm/min y *N*=5 con vibraciones (c/v) y sin vibraciones (s/v)……. 130

Figura 4.49 Espectro de difracción de rayos-X de aluminio A92017 y del acero G10380…… 135

Figura 4.50 Evolución de ángulo de difracción 2θ en función de los ángulos Ψ. (1) Aluminio A92017 con vibraciones, (2) Acero G10380 con vibraciones…….. 136

Figura 4.51 Evolución del espacio interplanar *d*, basado en $sen^2\Psi$. (1)-Acero sin vibraciones, (2)-Acero con vibraciones, (3)-Aluminio sin vibraciones, (4)-Aluminio con vibraciones……. 137

Figura 5.1 Esquema del contacto entre un indentador esférico y una pieza de trabajo. Fenómeno del apilamiento (derecha) y del hundimiento (izquierda); donde, a_h es el ancho de la huella, p_h es la profundidad de la huella, *R* en es radio del indentador y *P* es la carga aplicada…….. 142

Figura 5.2 Evolución del parámetro c^2 en función de *n* presentado por [54]…….... 145

Figura 5.3 Fenómeno del apilamiento/hundimiento producto de la indentación en aluminio y acero, con la herramienta de bruñido (F=60N)……. 148

Figura 5.4 Esquema de las piezas de trabajo de 100x70x20mm. (A): aluminio A92017, indentado con F=30N, 60N, 90N. (B): acero G10380, indentado con F=60N, 90N, 110N…….. 153

Figura 5.5 Tendencias de las mediciones de los parámetros en estudio para las tres fuerzas evaluadas, sin vibraciones……... 156

Figura 5.6 Tendencias de las mediciones de los parámetros en estudio para las tres fuerzas evaluadas, con vibraciones…….. 156

Figura 5.7 Tendencias de los tres parámetros para cada una de las fuerzas aplicadas (con vibraciones y sin vibraciones)……. 158

Figura 5.8 Tendencias de las mediciones de los parámetros en estudio para las tres fuerzas evaluadas, sin vibraciones……... 160

Figura 5.9 Tendencias de las mediciones de los parámetros en estudio para las tres fuerzas evaluadas, con vibraciones…….. 160

Figura 5.10 Tendencias de los tres parámetros para cada una de las fuerzas aplicadas (con vibraciones y sin vibraciones)……. 162

Figura 5.11 Esquema del primer experimento tipo…… 164

Figura 5.12 Esquema del primer experimento tipo…… 165

Figura 5.13 Superposición de la señal de la huella y los pasos laterales ensayados para aluminio ……..……. 166

Figura 5.14 Superposición de la señal de la huella y los pasos laterales ensayados para aluminio ……..……. 167

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 3.1	Clasificación de las placas según su razón de aspecto *w/h*…….	49
Tabla 3.2	Soluciones analíticas a la ecuación (3.23)……..…….....	60
Tabla 3.3	Valores adoptados en el gráfico de la figura 3.9, para las variables de las ecuaciones (3.24) y (3.25)……	61
Tabla 3.4	Constantes y propiedades de los materiales determinadas a través de experimentos……...	75
Tabla 3.5	Fuerzas medidas para diferentes valores de pre-carga de la herramienta Ft, durante el bruñido convencional y el asistido con vibraciones de piezas de acero y de aluminio…….	76
Tabla 3.6	Valores de *e* representados en el gráfico 3.29…….	82
Tabla 4.1	Parámetro del mecanizado de las piezas de trabajo……	86
Tabla 4.2	Resultado de las mediciones de R_a y R_t en el aluminio A92017…….	89
Tabla 4.3	Coeficientes de la curva de regresión para $R_a \perp$.....	91
Tabla 4.4	Coeficientes de la curva de regresión para $R_t \perp$.....	92
Tabla 4.5	Coeficientes de la curva de regresión para R_a //.....	94
Tabla 4.6	Coeficientes de la curva de regresión para R_t //.....	96
Tabla 4.7	Coeficientes de la curva de regresión para $R_a \perp$.....	97
Tabla 4.8	Coeficientes de la curva de regresión para $R_t \perp$.....	99
Tabla 4.9	Coeficientes de la curva de regresión para R_a //.....	101
Tabla 4.10	Coeficientes de la curva de regresión para R_t //.....	102
Tabla 4.11	Resultado de las mediciones de R_a y R_t en el acero G10380.....	109

Tabla 4.12	Coeficientes de la curva de regresión para $R_a \perp$.....	111
Tabla 4.13	Coeficientes de la curva de regresión para $R_t \perp$.....	112
Tabla 4.14	Coeficientes de la curva de regresión para R_a //.....	114
Tabla 4.15	Coeficientes de la curva de regresión para R_t //.....	115
Tabla 4.16	Coeficientes de la curva de regresión para $R_a \perp$.....	117
Tabla 4.17	Coeficientes de la curva de regresión para $R_t \perp$.....	118
Tabla 4.18	Coeficientes de la curva de regresión para R_a //.....	120
Tabla 4.19	Coeficientes de la curva de regresión para R_t //.....	121
Tabla 4.20	Parámetros para el análisis de la difracción de rayos-X……	135
Tabla 4.21	Mediciones de tensiones residuales en el aluminio……	138
Tabla 4.22	Mediciones de tensiones residuales en el acero……	138
Tabla 5.1	Condiciones de medición del rugosímetro……..	154
Tabla 5.2	Parámetros evaluados en el aluminio A92017……	155
Tabla 5.3	Parámetros evaluados en el acero G10380…….	159
Tabla 5.4	Valores para los anchos de pasada lateral, obtenidos a partir de las mediciones entre el máximo valle y el máximo pico tras la indentación, en el aluminio A92017……...	165
Tabla 5.5	Valores para los anchos de pasada lateral, obtenidos a partir de las mediciones entre el máximo valle y el máximo pico tras la indentación, en el acero G10380……	166
Tabla 5.6	Valores de R_a calculada para el aluminio, en las dos condiciones de *b* estudiadas……	168
Tabla 5.7	Valores de R_a calculada para el acero, en las dos condiciones de *b* estudiadas……	169
Tabla 5.8	Valor recomendado del paso lateral b, para el bruñido con bola (con vibraciones y sin vibraciones) de dos materiales con propiedades mecánicas diferentes……...	170

RESUMEN

El objetivo fundamental planteado en esta tesis es el estudio del proceso de bruñido con bola asistido con vibraciones. La introducción de las vibraciones se realiza para mejorar los resultados que se obtienen en un bruñido convencional, siendo ésta una aportación novedosa, ya que no existe en el mercado ninguna herramienta con características homólogas.

Se ha partido de la obtención de un modelo para predecir el comportamiento dinámico de las placas que conforman la herramienta, a partir del análisis físico del fenómeno de la vibración de una placa delgada rígida, el cual ha posibilitado predeterminar las características más relevantes de la herramienta y la frecuencia a la que trabajará la misma. A partir de aquí se ha fabricado un prototipo funcional con el que se realizarán y se presentarán las pruebas experimentales en piezas de dos materiales: aluminio A92017 y acero G10380. Para evaluar las bondades del proceso se han tomado como indicadores de la calidad del mismo: la rugosidad superficial, la micro-dureza del perfil bruñido y las tensiones residuales compresivas introducidas en las piezas ensayadas. Además, se han calculado las fuerzas adicionales aportadas al proceso de bruñido, así como la energía añadida a éste, producto de la asistencia de las vibraciones. En una última etapa se lleva a cabo un estudio experimental de la forma de la huella que deja la pasada de bruñido. Se efectúan ensayos de bruñido convencional y asistido con vibraciones y se analizan los resultados alcanzados en ambas condiciones.

Al finalizar, se llegan a conclusiones importantes sobre el proceso de bruñido con bola asistido con vibraciones, y sobre las hipótesis y objetivos que establecieron los puntos de partida de esta tesis. Además, se realizan toda una serie de recomendaciones acerca de nuevos estudios que podrían abordarse en un futuro inmediato, cuyas bases fundamentales quedan establecidas en este trabajo.

SUMMARY

The main objective of this thesis is the study of the ball burnishing vibration assisted process. The introduction of vibrations is performed to improve the results obtained in a conventional burnishing. This is the main contribution because there is no tool on the market with homologous features.

The first step was obtaining a model to predict the dynamic behaviour of the tool plates, taking into account a physical analysis of the rigid thin plate vibration phenomenon, which has enabled predetermine the most relevant features of the tool and the frequency at which it will work. From here a functional prototype has been manufactured. It was used to do the experimental tests on workpieces of two materials: aluminum A92017 and steel G10380. To evaluate the benefits of the process these quality indicators were taken into account: the surface roughness, the profile micro-hardness and the compressive residual stresses introduced in the tested workpieces. Furthermore, additional forces and energy added to the process, due to the assistance of the vibrations were calculated. In a last step an experimental study of the footprint shape after burnishing was carried out. Tests were performed in two conditions: conventional burnishing and vibration assisted it. The results achieved in both conditions were analyzed.

Finally, important conclusions on the ball burnishing vibration assisted process, and on the objectives and starting point of this thesis assumptions, were reached. In addition, some recommendations on new studies to be addressed in the near future were done.

RESUM

L'objectiu fonamental plantejat en aquesta tesi és l'estudi del procés de brunyit amb bola assistit amb vibracions. La introducció de les vibracions es realitza per millorar els resultats que s'obtenen en un brunyit convencional, sent aquesta una aportació nova, ja que no existeix en el mercat cap eina amb característiques homòlogues.

S'ha partit de l'obtenció d'un model per predir el comportament dinàmic de les plaques que conformen l'eina, a partir de l'anàlisi físic del fenomen de la vibració d'una placa prima rígida, el qual ha possibilitat predeterminar les característiques més rellevants de l'eina i la freqüència a la qual treballarà la mateixa. A partir d'aquí s'ha fabricat un prototip funcional amb el qual es realitzaran i es presentaran les proves experimentals en peces de dos materials: alumini A92017 i acer G10380. Per avaluar les bondats del procés s'han pres com a indicadors de la qualitat del mateix: la rugositat superficial, la micro-duresa del perfil brunyit i les tensions residuals compressives introduïdes en les peces assajades. A més, s'han calculat les forces addicionals aportades al procés de brunyit, així com l'energia afegida a aquest, producte de l'assistència de les vibracions. En una última etapa es porta a terme un estudi experimental de la forma de l'empremta que deixa la passada de brunyit. S'efectuen assajos de brunyit convencional i assistit amb vibracions i s'analitzen els resultats assolits en les dues condicions.

En acabar, s'arriben a conclusions importants sobre el procés de brunyit amb bola assistit amb vibracions, i sobre les hipòtesis i objectius que van establir els punts de partida d'aquesta tesi. A més, es realitzen tot un seguit de recomanacions sobre nous estudis que podrien abordar-se en un futur immediat, per als quals les bases fonamentals queden establertes en aquest treball.

NOMENCLATURA

R_a	Rugosidad superficial media aritmética
R_t	Rugosidad máxima total en la longitud de evaluación
$R_a \perp$	Rugosidad superficial media, medida en el sentido perpendicular al avance del fresado previo
$R_t \perp$	Rugosidad máxima pico-valle, medida en el sentido perpendicular al avance del fresado previo
$R_a //$	Rugosidad superficial media, medida en el sentido paralelo al avance del fresado previo
$R_t //$	Rugosidad máxima pico-valle, medida en el sentido paralelo al avance del fresado previo
M_1	Placa unida a la bola de bruñido
M_2	Placa unida al muelle
h	Espesor de las placas
h_1	Espesor de la placa M_1
h_2	Espesor de la placa M_2
J	Juego
D	Dimensión característica de una placa (diámetro)
w	Máxima deflexión de la placa
σ_z	Estado bidimensional de tensiones
u	Deformación
$u_{máx}$	Deformación máxima
ε	Coeficiente de deformación plástica

ε_r	Deformación en la dirección radial
ε_θ	Deformación angular
σ_r	Tensión en la dirección radial
σ_θ	Tensión en la dirección angular
σ_y	Esfuerzo de fluencia
E	Módulo de Young
E_{eff}	Módulo de Young efectivo
v	Razón de Poisson
n	Coeficiente de auto-endurecimiento por deformación
A_1	Área de la cara superior de un elemento diferencial
A_2	Área de la cara posterior de un elemento diferencial
A_3	Área de la cara lateral de un elemento diferencial
P	Carga vertical distribuida
K	Módulo de rigidez flexural
r	Radio de la placa
$w_{máx}$	Deflexión máxima de la placa
$K_{máx}$	Energía cinética máxima
f	Frecuencia de resonancia (primer modo de vibración)
ρ	Densidad del material de la placa
F	Fuerza de bruñido
Fm	Fuerza constante que resulta de la acción directa de la precarga de la herramienta
Fv	Fuerza sinusoidal variable en el tiempo producida por las vibraciones
Ft	Fuerza total
η	Vibraciones debidas al entorno de bruñido
k	Constante de la herramienta
x_1	Distancia que se desplaza el muelle de la herramienta cuando se comprime (antes de activarse la bobina)
x_2	Variación media que sufre la longitud de la herramienta en el momento en que se activa la bobina
x_3	Desplazamientos producidos cuando comienza a actuar la onda producto de la vibración y la herramienta interactúa con la pieza de trabajo
γ	Tensión umbral límite a tracción pura
K	Módulo de compresibilidad

E_p	Energía potencial
Ep_v	Energía potencial de la vibración
$k_{material}$	Constante de deformación del material
A_c	Área de contacto bola-pieza
e	Salto (Diferencia dimensional entre las crestas de la superficie fresada y la superficie bruñida
p	Profundidad de penetración de la huella
Z	Impedancia
Va	Velocidad de avance
N	Número de pasadas
HV	Dureza en escala Vickers
d_o	Distancia interplanar
Ψ	Ángulo de inclinación de la muestra (difracción rayos-X)
σ_{11}	Tensiones principales del estado de tensión plano de la zona de material estudiada (difracción rayos-X)
σ_{22}	Tensiones principales del estado de tensión plano de la zona de material estudiada (difracción rayos-X)
σ_{φ}	Tensiones debidas a los cambios en el espaciado interplanar
λ	Longitud de onda de los rayos-X
m	Número entero de longitudes de ondas que hay entre rebotes
α	Ángulo entre los rayos incidentes y los planos de dispersión
a_h	Ancho de la huella
p_h	Profundidad de la huella
c^2	Parámetro que cuantifica el grado de apilamiento o de hundimiento durante la prueba de indentación
b	Paso lateral
l	Huella dejada por la herramienta, cuando incide sobre el pico del apilamiento
lm	Huella dejada por la herramienta al pasar por la mitad de la distancia entre la profundidad máxima de la huella y el pico máximo

CAPÍTULO 1

Introducción

En la industria actual existen una gran cantidad de componentes metálicos que requieren de un buen acabado superficial y de una alta resistencia, para poder garantizar su funcionamiento óptimo. Componentes mecánicos de máquinas-herramienta, automóviles, aviones, trenes, barcos, moldes, matrices de conformación, y muchas otros elementos industriales; pueden ser algunos ejemplos claros de piezas que deben ajustarse a una buena rugosidad superficial, una tolerancia geométrica concreta, un grado de dureza superficial elevado, y unos valores de resistencia mecánica considerables para poder hacer frente a fenómenos como la fatiga, por mencionar alguno.

En los últimos años ha crecido notoriamente la cantidad de investigación asociada a los diferentes procesos capaces de dejar en estas piezas, las características adecuadas para que puedan cumplir satisfactoriamente con sus prestaciones. Estos retos vinculados al acabado, no solo son básicos para el desarrollo óptimo de la industria manufacturera de nuestros días, sino que también aportan soluciones concretas para el alargamiento de la vida útil de muchos componentes que se someten diariamente, por ejemplo, a altas tasas de desgaste, o al efecto de fuerzas cíclicas. A día de hoy se cuenta con un proceso capaz de solventar con éxito muchas de estas necesidades: el bruñido con bola (Y.C. Yen *et al*., 2005) [1].

El bruñido con bola se define como una operación tecnológica que consiste en deformar plásticamente las irregularidades de una superficie, por la acción de la fuerza ejercida por una bola. Puede ser utilizado para optimizar el acabado en superficies cilíndricas, superficies frontales planas, superficies de forma o perfiladas, superficies cónicas, biseles, respaldos, cambios de sección y radios, entre otras; que han sido previamente mecanizadas (Travieso-Rodríguez, J. A., 2011) [2]. En la Figura 1.1, se muestra una esquematización de dicho proceso.

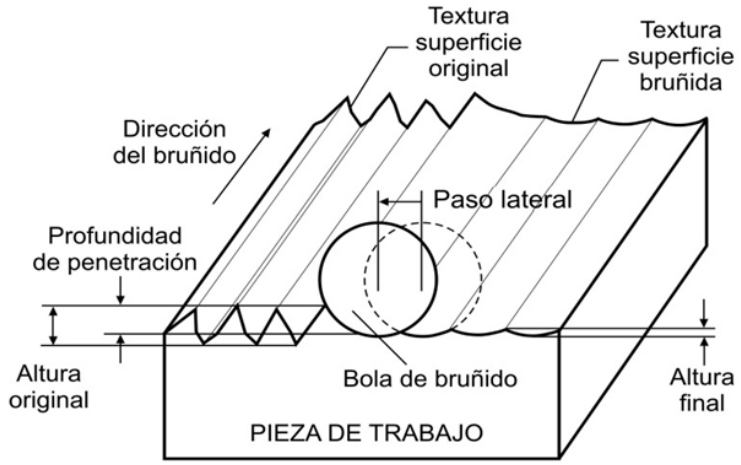


Figura 1.1. Diagrama esquemático para el proceso de bruñido con bola.
(Fang-Jung Shiou & Chien-Hua Chen, 2003) [3]

Si bien el proceso de bruñido con bola se ha venido desarrollando ampliamente en los últimos años, y cada vez los resultados obtenidos con su optimización son más satisfactorios, no existe constancia en la bibliografía científica de que se haya desarrollado hasta el momento ninguna herramienta que, asistiéndola con vibraciones, evidencie que los acabados obtenidos con las herramientas convencionales pueden ser suficientemente mejorados, y que el trabajo de dicho proceso puede ser expandido a superficies y materiales que hasta el momento no han sido exploradas, por las propias limitaciones experimentales que se han venido contrastando.

A partir de esta idea surge la necesidad de realizar este estudio que abarcará desde el desarrollo y caracterización de una herramienta capaz de llevar a cabo el proceso de bruñido con bola asistido con una vibración, hasta su validación experimental. Para realizar los ensayos se han seleccionado dos materiales ampliamente utilizados en la industria y de naturaleza muy diferente: el aluminio A92017 y el acero G10380. Los resultados servirán

para demostrar las ventajas del bruñido asistido con vibraciones sobre su homólogo convencional. En paralelo se realizará un estudio experimental de la indentación de una esfera sobre un plano elasto-plástico con vistas a analizar el comportamiento de la bola de bruñido sobre los materiales durante el proceso, con vibraciones y sin ellas. De dicho estudio podrá sustraerse información relacionada con la amplitud y la profundidad de la huella, y con el ancho de pasada lateral, en ambas condiciones.

Este interés por optimizar el proceso convencional, surge de la necesidad explícita que tiene la industria de añadir valor a las ventajas generales más evidentes del bruñido con bola, entre las que cabría mencionar que:

- Permite disminuir las asperezas producidas por los mecanizados previos sin necesidad de realizar un nuevo arranque de material.
- Es un proceso automatizado que puede llevarse a cabo en la propia máquina en la que se ha mecanizado la pieza.
- Incrementa la dureza superficial de manera significativa, mejorando el coeficiente de fricción, y en consecuencia, la resistencia al desgaste.
- Aporta tensiones residuales de tipo compresivas, que aumentan la vida útil a fatiga de los materiales tratados.

Muchas de las empresas que se encargan de fabricar herramientas de acabado para una gran cantidad de superficies irregulares, tanto interiores como exteriores, empiezan a controlar con cierto rigor no solo la calidad de las superficies que se mecanizan en cuanto a rugosidad superficial, sino también en cuanto a las micro-durezas y las tensiones residuales compresivas que dejan estos procesos sobre superficies de materiales diversos. Controlar estas propiedades se ha convertido en una demanda creciente del mercado, interesado en la utilización de todos los recursos capaces de alargar la vida de los componentes industriales sometidos a altas tasas de esfuerzos.

Tras un análisis detallado que ha conducido a las restricciones de diseño que han determinado las características físicas y funcionales del prototipo fabricado, y el desarrollo de un modelo matemático capaz de describir los efectos del proceso en función de sus parámetros tecnológicos, se reflejarán oportunamente todos los resultados y

recomendaciones en los que quedarán descritos los valores óptimos, así como su influencia directa sobre las superficies bruñidas de ambos materiales.

El análisis del contexto a partir del cual surge la idea de este estudio y de la caracterización y el diseño de una nueva herramienta, induce al planteamiento de una serie de cuestionamientos iniciales.

1.1. Cuestionamientos previos

1. ¿Se puede añadir valor a un proceso de bruñido con bola introduciendo una vibración?
2. ¿Sería posible simular a través de un modelo matemático el comportamiento de una herramienta para realizar el proceso de bruñido con bola asistido con una vibración?
3. ¿Sería posible, a través del estudio experimental de la indentación de una bola sobre varios materiales, con y sin vibraciones, controlar parámetros relacionados con la deformación plástica producida durante el proceso?
4. ¿Sería posible hacer recomendaciones de utilización del bruñido con bola asistido a partir de los resultados obtenidos?

Tomando como base estos cuestionamientos se definen las hipótesis de partida para este trabajo.

1.2. Hipótesis planteadas

1. Se puede caracterizar e interactuar sobre el diseño de una herramienta de bruñido con bola asistida con una vibración a través de un modelo matemático basado en el estudio de este proceso.
2. El proceso de bruñido con bola asistido con una vibración introducirá mejoras en el acabado superficial de diferentes materiales y actuará sobre la dureza y el mapa de tensiones residuales compresivas de los mismos.

3. A partir del estudio de la indentación esférica de una superficie plana se pueden obtener las características de la huella dejada por una bola de bruñido.

En función de estas hipótesis se establecen los objetivos para el presente trabajo.

1.3. Objetivos

1.3.1. Objetivo general

Realizar el estudio del proceso de bruñido con bola asistido con vibraciones.

1.3.2. Objetivos específicos

1. Diseñar una herramienta compuesta por 2 placas planas que vibran a determinada frecuencia, para la realización del proceso de bruñido con bola asistido con una vibración.
2. Desarrollar un modelo matemático que describa el funcionamiento de las placas vibrantes de la herramienta.
3. Caracterizar la herramienta mediante el modelo desarrollado previamente.
4. Simular un actuador compuesto por placas planas que vibran.
5. Fabricar la herramienta a partir de las consideraciones efectuadas en la fase analítica del proyecto.
6. Caracterizar y calcular la fuerza aportada por la asistencia de las vibraciones al proceso de bruñido.
7. Realizar ensayos experimentales para la valoración de los resultados del proceso de bruñido asistido con vibraciones en comparación con los del bruñido convencional, y recomendar los valores de los parámetros tecnológicos a utilizar.
8. Estudiar el contacto entre la bola y la superficie bruñida para describir las características de la huella dejada por el paso de la herramienta y su relación con la rugosidad superficial.

1.4. Metodología

Para la realización de este estudio, ha sido necesario la división de la investigación en diferentes etapas, que metodológicamente han sido desglosadas de la siguiente forma:

Primera Etapa:

Concepción y validación preliminar de la herramienta de bruñido con bola asistida con vibraciones.

a) Se ha comenzado por estudiar detalladamente el comportamiento de una placa vibrante, con el objetivo de determinar las restricciones que afectarían al diseño de la herramienta.
b) A partir de estas consideraciones se ha diseñado y optimizado la herramienta, según las conclusiones del estudio analítico previo.
c) Se ha fabricado un prototipo funcional.
d) Se han realizado las primeras validaciones experimentales, con vistas a comprobar tanto el funcionamiento de la herramienta diseñada, como los resultados de rugosidad superficial alcanzados, comprobando la mejoría con respecto a las herramientas de bruñido con bola convencional.

Segunda Etapa:

Estudio experimental del proceso de bruñido con bola asistido con vibraciones.

a) A través de técnicas de diseño de experimentos, se concibe y realiza un estudio sobre los resultados del proceso de bruñido asistido con vibraciones sobre piezas de dos materiales diferentes, y se realizan recomendaciones para diferentes condiciones de trabajo. Para ello se toman como indicadores de la calidad de dicho proceso la rugosidad superficial, la dureza del perfil bruñido y las tensiones residuales introducidas por el mismo en las piezas ensayadas.
b) Se realiza una comparación entre los resultados obtenidos con el proceso de bruñido asistido y los alcanzados con el convencional.

Tercera Etapa:

Estudio de la huella dejada por la bola en las piezas bruñidas.

a) Se lleva a cabo un estudio experimental de la forma de la huella que deja la pasada de bruñido, tras deformar plásticamente el material. Primeramente se realizan ensayos de bruñido convencional y luego de bruñido asistido con vibraciones, realizados ambos con la misma herramienta.
b) Se analizan los resultados obtenidos en los ensayos y se elaboran conclusiones y recomendaciones para el proceso.

1.5. Estructura de la tesis

La documentación de esta tesis se ha estructurado en los siguientes capítulos:

- Capítulo 1. *Introducción.* Se presenta el fundamento argumental de esta tesis doctoral, la justificación, las hipótesis planteadas, los objetivos generales y específicos, la metodología desarrollada para llevar a cabo la investigación, la estructura del contenido, las publicaciones asociadas que se han realizado durante el transcurso del desarrollo de esta investigación, así como los alcances y contribuciones de esta tesis.
- Capítulo 2. *Estado del arte*. Recopilación de los estudios relacionados con las áreas de conocimiento de esta tesis, divididos en tres apartados para su mejor comprensión.
- Capítulo 3. *Diseño y concepción de la nueva herramienta de bruñido con bola asistida con vibraciones.* Estudio del generador de vibraciones. Basamentos teórico-prácticos y simulaciones a partir de las cuales se determinan las restricciones de diseño del prototipo funcional. Construcción de un modelo matemático capaz de predecir el comportamiento de las placas vibrantes, que permita controlar parámetros relevantes del proceso. Determinación teórica y experimental de la fuerza y la energía aportada por la vibración.
- Capítulo 4. *Estudio experimental del proceso de bruñido asistido con vibraciones.* Experimentos realizados con probetas de dos materiales diferentes en ambas condiciones de bruñido. Análisis de resultados y comparación de los obtenidos con el bruñido convencional. Comentarios sobre los datos experimentales y recomendaciones en cuanto a parámetros de funcionamiento del proceso.

- Capítulo 5. *Estudio experimental de la huella dejada por la herramienta de bruñido.* Comparativa entre ambas condiciones de trabajo: bruñido convencional y asistido con vibraciones. Estudio de los parámetros significativos relacionados con la huella producida tras la deformación plástica y recomendaciones basadas en los datos experimentales.
- Capítulo 6. *Conclusiones y trabajos futuros.* Se muestran las conclusiones generales de la investigación y el trabajo a realizar en el futuro, a partir de los resultados obtenidos.

1.6. Publicaciones relacionadas

Artículos en revistas indexadas:

1. Gómez, G.; Travieso-Rodríguez, J.A.; Gonzalez, H.; Napoles, A.; Carrillo, F.; Dessein, G. ***Study of a ball-burnishing vibration-assisted process***. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, 2015, vol. 229, No. 1, 172-177. DOI: 10.1177/0954405414526383.
2. Travieso-Rodríguez, J.A.; Gómez, G.; Jorba Peiró, J.; Carrillo, F.; Dessein, G.; Alexis, J.; Gonzalez, H. ***Experimental study on the mechanical effects of ball-burnishing vibration-assisted process.*** International Journal of Material and manufacturing processes. Aceptado para publicar el 31 de enero de 2015.
3. Travieso-Rodríguez, J.A.; Gómez, G.; Dessein, G.; Carrillo, F.; Alexis, J.; Jorba-Peiró, J.; Aubazac, N. ***Effects of the ball-burnishing process assisted with vibration in G10380 steel specimen.*** International Journal of Advanced Manufacturing Technology. (En revisión).

Comunicaciones en congresos internacionales:

1. Gómez-Gras, G.; Travieso-Rodríguez, J.A.; Llumà, J.; Jerez-Mesa, R. (2015). ***Spectral analysis of forces during a ball-burnishing process assisted by vibrations.*** ISMEAT 2015 (Londres, UK). (Aceptado).
2. Gómez-Gras, G.; Travieso-Rodríguez, J.A.; Jerez-Mesa, R. (2015). ***Experimental characterization of the influence of lateral pass width on results of a ball-burnishing operation***. MESIC 2015 (Barcelona). (Aceptado).

3. Gómez, G.; Travieso-Rodríguez, J.A.; Gonzalez, H.; Napoles, A.; Carrillo, F.; Dessein, G. (2014). ***Ball-burnishing vibration-assisted process.*** TMT 2014 Proceedings, págs: 25-28. ISBN: 1840-4944.
4. Gómez, G.; Travieso-Rodríguez, J.A.; Gonzalez, H.; Napoles, A.; Carrillo, F.; Dessein, G. (2013). ***Study of a ball-burnishing vibration-assisted tool.*** Proceedings of 17th International Research/Expert Conference "Trends in the Development of Machinery and Associated Technology" (TMT 2013), págs: 101-104. ISBN: 1840-4944.
5. Travieso-Rodríguez, J.A.; Gonzalez, H.; Gómez, G.; Dessein, G.; Alexis, J. (2013). ***Ball-burnishing process influence on hardness and residual stresses of aluminium A92017.*** Proceedings of 17th International Research/Expert Conference "Trends in the Development of Machinery and Associated Technology" (TMT 2013), págs: 97-100. ISBN: 9771840494007.
6. Gonzalez, H.; Travieso-Rodríguez, J.A.; Napoles, A.; Gómez, G.; Sanchez Egea, Antonio J. (2012). ***Influencia de la altura de cresta del mecanizado previo sobre la rugosidad obtenida con el bruñido.*** Publicación: XIX Congreso nacional de ingeniería mecánica. Universitat Jaume I (UJI). 2012., pág: 85.
7. Gómez, G.; Gonzalez, H.; Travieso-Rodríguez, J.A.; Napoles, A.; Sanchez Egea, Antonio J. (2012). ***Caracterización de la placa de una herramienta de bruñido con bola asistida por una vibración ultrasónica.*** Publicación: XIX Congreso nacional de ingeniería mecánica. Universitat Jaume I (UJI). 2012., pág: 158.
8. Travieso-Rodríguez, J.A.; Napoles, A.; Sanchez Egea, Antonio J.; Huertas, J.; Gomez, G.; Gonzalez, H. (2012). ***Comparativa del proceso de bruñido con bola en máquinas de 3 y 5 ejes en piezas de aluminio A92017 y A96351***. XIX Congreso nacional de ingeniería mecánica. Universitat Jaume I (UJI). 2012., pág: 84.
9. Travieso-Rodríguez, J.A.; Gonzalez, H.; Gomez, G.; Napoles, A.; Sanchez Egea, Antonio J. (2012). ***Influencia del proceso de bruñido con bola sobre la dureza y las tensiones residuales en el aluminio A92017.*** Publicación: First International Conference on Advanced Mechatronics, Design, and Manufacturing Technology. Colombia., pág: 1-2.
10. Gómez, G.; Travieso-Rodríguez, J.A.; Gonzalez, H.; Napoles, A. (2012). ***Influence of peak height prior to milling the resulting surface roughness of the ball***

burnishing process on convex and concave pieces of aluminum. The Third International Conference on Surface Metrology (ICSM3). Francia, págs: 26-34.

1.7. Alcance y contribución de la tesis

Existe gran cantidad de documentación que demuestra el interés por el desarrollo de métodos analíticos, empíricos, numéricos y experimentales para predecir el comportamiento de la deformación plástica de los metales sometidos a fuerzas externas en general, y a la producida por el proceso de bruñido en particular, tal como podrá comprobarse en la documentación aportada en el estado del arte. Muchos autores buscan criterios para determinar la mejor combinación de los parámetros de dicho proceso, y con este conocimiento, poder introducir mejorías en el acabado superficial de elementos con una configuración geométrica compleja.

Aunque muchos trabajos abordan la caracterización del bruñido, no se ha encontrado ninguno que haya previsto la mejora que supone la introducción de una vibración al proceso de bruñido convencional, teniendo en cuenta el valor que este tipo de asistencia ha aportado a otros procesos de fabricación. La carencia de dicho estudio, ha conducido al interés que ha motivado las áreas de análisis fundamentales de esta tesis.

Partiendo de esta premisa argumental, las aportaciones que se pretenden realizar, podrían resumirse de la siguiente manera:

1. Se caracteriza, diseña y fabrica una herramienta para realizar el proceso de bruñido con bola asistido con una vibración.
2. Se obtiene un modelo matemático capaz de predecir el comportamiento de la herramienta diseñada para llevar a cabo este proceso sobre la superficie de diferentes materiales.
3. Se aportan datos experimentales que son buenos referentes para las aplicaciones industriales, y para estudios posteriores sobre el bruñido con bola.
4. Se analiza el proceso de deformación plástica a partir de un estudio de indentación, que posibilita la determinación de algunos parámetros de funcionamiento de la operación de bruñido.

5. Se comprueban las bondades del proceso de bruñido con bola asistido por vibraciones respecto a las ventajas del proceso de bruñido con bola convencional.

CAPÍTULO 2

Estado del arte

El proceso de deformación plástica de un material producto de la acción de una fuerza, se describe a través de la curva de tensión–deformación del mismo. Cuando se supera el límite elástico, el material se deforma gradualmente hasta un cierto término. Dicho límite elástico no es una propiedad puramente intrínseca del material, ya que su valor varía en dependencia de la composición y del estado metalúrgico de la aleación. Esto hace que este valor esté en función de varios factores como por ejemplo: la composición química, los procesos a través de los cuáles haya sido transformado, la estructura, entre otros. El valor de esta propiedad puede cambiar, según A.V. Kozlov *et al*. (1995) [4], si cuando se está realizando el proceso de deformación del material está actuando in situ una vibración. Este fenómeno se conoce con el nombre de acusto-plasticidad (K. W. Siu *et al.*, 2011 [5]) y ocurre fundamentalmente cuando la acción de una vibración acompaña a la fuerza que deforma la estructura del material de la pieza sobre la que se trabaja, y de esa manera, las dislocaciones de la estructura interna del material se desplazan con mayor facilidad. Esto provoca una disminución del límite elástico del mismo y en consecuencia es posible deformarlo aplicando fuerzas más pequeñas.

Las vibraciones se han venido incorporando como medio de asistencia a varios procesos de fabricación, con el objetivo de introducir mejoras en los resultados. En este campo, no solo se ha experimentado con procedimientos de acabado y superacabado, sino que también

existen aplicaciones en otras áreas, consiguiéndose parámetros claramente óptimos y rentables.

Asistir el proceso de bruñido con bola con una vibración, es una contribución novedosa, ya que no existe en el mercado ninguna herramienta con características similares como ya se ha introducido, por lo que dicha aportación está claramente encaminada a mejorar los resultados que se obtienen con un proceso de bruñido convencional.

Debido a la gran cantidad de literatura científica relacionada con las áreas de interés de este estudio, se ha decidido desglosar la búsqueda de información en tres bloques de conocimiento fundamentales:

- Procesos de fabricación asistidos.
- Procesos de deformación plástica convencionales y asistidos por vibraciones.
- Herramientas de bruñir y estudios relacionados con el bruñido con bola.

Los resultados más significativos encontrados en la revisión bibliográfica han sido considerados como referencias a la hora de establecer los criterios de este trabajo, definir los puntos de partida, y contrastar los resultados previstos.

2.1. Procesos de fabricación asistidos

Asistir los procesos de fabricación tradicionales, haciendo uso de los continuos avances que ofrece la tecnología, es uno de los grandes retos de la industria moderna, ya que en paralelo a la optimización de los parámetros críticos propios de cada proceso, la introducción de láser, vibraciones, pulsos de corriente, entre otros recursos, contribuye en gran medida a la mejora significativa de los métodos convencionales. Tanto en la literatura científica como en las casas comercializadoras, cada vez más aparecen nuevas herramientas que han sido mejoradas gracias a la introducción de algún tipo de asistencia in situ.

Por ejemplo, Yinggang Tian y Yung C. Shin (2007) [6], en su estudio *Bruñido de metales asistido por láser*, proponen una combinación entre ambos procesos, para aquellas superficies en las que por su dureza, el bruñido con bola no alcanza resultados óptimos,

debido a que las fuerzas necesarias para bruñir son muy elevadas. Ellos proponen que la capa superficial de las piezas sea suavizada local y temporalmente por un rayo láser controlado, inmediatamente antes del procedimiento convencional de bruñido. Tras las pruebas experimentales, han podido concluir que es posible obtener un mejor acabado superficial, mayor dureza y similares tensiones residuales de compresión en comparación con su homólogo convencional.

Otro trabajo que también es oportuno referenciar es el titulado *Ultra-precision surface finish of the hardened stainless mold steel using vibration-assisted ball-polishing process*, de Fang-Jung Shiou y Hong-Siang Ciou (2008) [7]. En este caso, sus autores proponen la introducción de una vibración producida por un actuador piezoeléctrico, con el doble propósito de mejorar la superficie pulida del molde y para reducir el desgaste volumétrico de la bola de pulido. Concluyen que la rugosidad superficial promedio R_a=0,100μm, se puede mejorar a una R_a=0,036μm asistiendo al proceso de pulido con vibraciones. La disminución del desgaste volumétrico de la bola fue de alrededor del 28%, en comparación con un proceso de pulido en el que no se habían introducido vibraciones. En este estudio también se presenta un modelo dinámico simplificado del pulido asistido por vibraciones. Aunque este proceso no es propiamente de bruñido, se pone de manifiesto que el uso de una frecuencia ultrasónica ha sido empleada con éxito, con el objetivo de mejorar los resultados de los acabados superficiales.

La enumeración de las herramientas asistidas disponibles en el mercado es amplia, así como los procesos que se han beneficiado de esta optimización, razón por la cual se ha decidido referenciar fundamentalmente en este estudio, aquellas en las que las vibraciones sean el método de asistencia principal. Aunque los procedimientos de acabado y súper-acabado concentran la atención de esta revisión bibliográfica, se ha podido constatar que las vibraciones también han irrumpido con éxito en otros campos de los procesos de fabricación. Tal es el caso de las operaciones de corte o de laminado en frío, en las que los resultados son claramente óptimos y rentables.

Por ejemplo, la casa *Sauer*, cuenta con un centro de mecanizado ultrasónico con tecnología RUM (Mecanizado por Ultrasonido Rotatorio), como el que se puede ver en la figura 2.1.

Figura 2.1. Centro de mecanizado ultrasónico DMS 35 de la casa Sauer, integrado en Deckel Maho Gildemeister.

El RUM es un proceso no convencional, indicado para el mecanizado de materiales duros y frágiles como son las cerámicas técnicas, metales duros, vidrios, silicio, piedras preciosas, etc. Se basa en el empleo de herramientas de diamante que eliminan el material por la combinación de un giro y de una vibración ultrasónica en la dirección axial. Esta herramienta vibra a una frecuencia próxima a los 20kHz gracias a un piezoeléctrico incorporado en el cabezal.

En la figura 2.2 se puede observar otro ejemplo de cómo pueden variar los resultados de rugosidad superficial producto de un proceso de mecanizado, cuando se utiliza una herramienta de corte asistida por una vibración ultrasónica.

En este caso se puede apreciar con claridad cómo existe una diferenciación entre los valores de rugosidad superficial promedio R_a, medidos para cada uno de los procesos. En la representación de la topografía del torneado asistido por ultrasonidos (imagen superior), puede apreciarse un valor de R_a sensiblemente inferior al de la representación topográfica de un torneado convencional (imagen inferior). Este resultado facilita significativamente cualquier otra operación de acabado que se precise realizar con posterioridad.

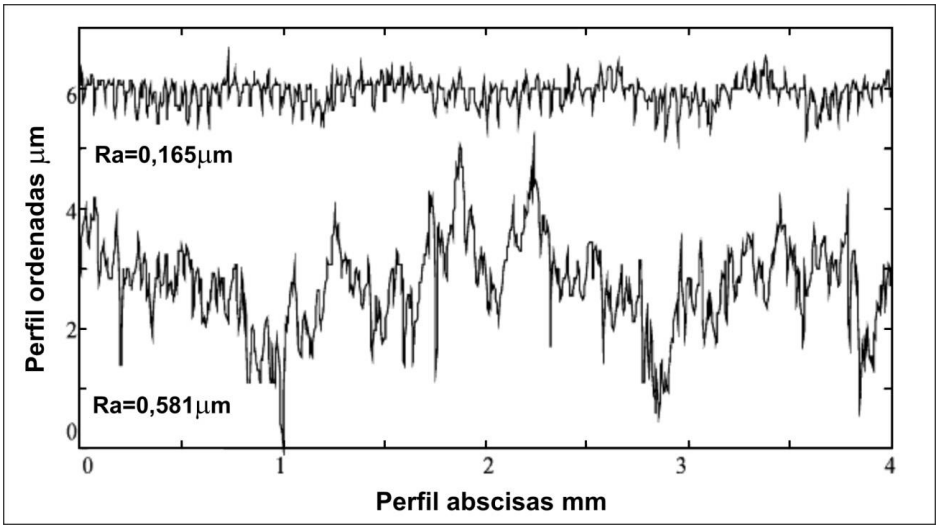


Figura 2.2. Gráfico comparativo entre la rugosidad superficial media aritmética obtenida tras un torneado convencional (debajo) y uno asistido por ultrasonidos (arriba)

Es especialmente interesante referenciar también el trabajo realizado por D.E. Brehl y T.A. Dow (2007) [8], en su artículo titulado *Review of vibration-assited machining*, en el que compilan secuencial y organizadamente un buen grupo de información vinculada con las herramientas asistidas con vibraciones que han ganado protagonismo en la bibliografía científica.

Ellos plantean que el mecanizado asistido con vibraciones, VAM (por sus siglas en inglés), combina las herramientas de mecanizado de precisión con la amplitud de una vibración mecánica, para mejorar los procesos de fabricación significativamente. Los autores afirman que el mayor énfasis encontrado en la literatura sobre el uso del VAM radica precisamente en las ventajas de su aplicación en los procedimientos difíciles, como puede ser el trabajo con materiales frágiles o la creación de microestructuras con geometrías complejas para moldes o elementos de óptica, o en la producción de componentes de alta precisión a escala macro, en aleaciones duras como Inconel o titanio.

La mayoría de los artículos encontrados y referenciados en la revisión global, algunos de los cuales han sido oportunamente consultados para este trabajo, coinciden en que el VAM está asociado a una notable reducción de las fuerzas de mecanizado, del espesor de la viruta en su caso (tanto en la trayectoria de la herramienta vibratoria lineal 1D, como en la trayectoria de la herramienta circular o elíptica 2D), que están relacionadas con mejoras significativas en el acabado superficial y en la vida útil de las herramientas empleadas en

los procesos. El VAM, al menos en las herramientas de corte, reduce el efecto de los mecanismos termoquímicos responsables del rápido desgaste de dichas herramientas.

Para realizar estas generalizaciones los autores ejecutan una consulta en torno a 70 referencias de herramientas VAM, que a su vez han subdividido en los tres grupos siguientes:

a. Sistema resonantes 1D: En ellos se utiliza un generador ultrasónico con la finalidad de crear en la herramienta un movimiento lineal de alta frecuencia.
b. Sistemas resonantes 2D: La estructura que soporta la herramienta está diseñada para que vibre a frecuencias resonantes en dos dimensiones, describiendo la herramienta una trayectoria elíptica.
c. Sistema no resonantes 2D: Los actuadores piezoeléctricos son excitados con señales de voltaje sinusoidales, siendo utilizado un enlace mecánico para convertir la expansión y la contracción lineal del piezoeléctrico en un movimiento elíptico.

En una primera generalización los autores han podido constatar que alrededor del 80% de ellas usan sistemas 1D (trayectoria vibratoria lineal); que utilizan en su gran mayoría un actuador piezoeléctrico para crear un movimiento armónico de alta frecuencia, pero de baja amplitud; y que la mayor parte de ellas operan a frecuencias discretas de entre 20kHz y 40kHz, con amplitudes típicas de entre 3µm y 20µm.

En la figura 2.3 puede observarse un sistema 1D típico, utilizando un generador ultrasónico.

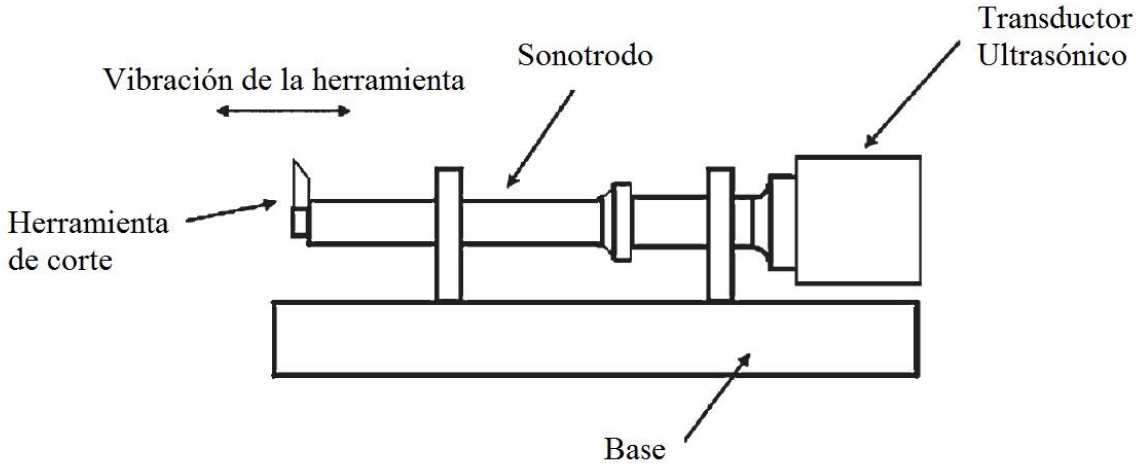


Figura 2.3. Sistema 1D típico utilizando un generador ultrasónico

Los sistemas con la trayectoria de la herramienta vibratoria lineal 1D, deben garantizar una rigidez suficiente de todo el conjunto para evitar vibraciones transversales indeseables. Este tipo de trayectoria lineal es ideal para producir un golpeteo continuo de la pieza justo antes de realizar otras operaciones como puede ser la de corte; sin embargo, una mala combinación entre ambos procesos puede traer como consecuencia el daño por impacto a la superficie de corte, provocando una mayor rugosidad superficial y el astillado de la propia herramienta. Para evitar el posible contacto inadecuado, algunos investigadores operan con los sistemas 1D configurando la dirección de la herramienta vibratoria, inclinada en un ángulo predeterminado con respecto al movimiento de alimentación [9,10,11].

También en la búsqueda por la optimización del 1D VAM, Babitsky, *et al*., [12,13], plantean que las herramientas de corte asistidas por ultrasonidos tienen la inconveniencia de que se puede dar la necesidad de trabajar en varios regímenes de amplitud, debido a la característica circunstancial del proceso de corte, provocándose una inestabilidad en la vibración que terminará repercutiendo sobre la rugosidad superficial obtenida. Para enfrentar este conflicto, estos autores desarrollan un sistema de control "auto-resonante", que utiliza la posición y la velocidad de alimentación del generador de ultrasonidos para establecer y mantener una frecuencia resonante óptima, adecuada a la circunstancia específica del mecanizado. La introducción de esta nueva máquina se tradujo en una mejora del 50% en el acabado de la superficie, en comparación con el funcionamiento de las herramientas asistidas con ultrasonido, que no cuentan con este control.

Otra optimización interesante es la realizada por J. Overcash, *et al*. [14], que desarrollan una herramienta para torno, capaz de ser sintonizada en una amplia gama de frecuencias ultrasónicas. La variación consiste en que los actuadores piezoeléctricos causan una deflexión transversal de las muescas que sujetan la herramienta, siendo el dispositivo de agarre el que vibra a la frecuencia deseada. Para no tener problemas con el calentamiento de este dispositivo, se utilizan varios actuadores piezoeléctricos que se van activando progresivamente según sea requerido por el sistema. Cada uno de estos actuadores individuales opera a una frecuencia más baja que la frecuencia de vibración de toda la herramienta.

Por otro lado está el 2D VAM, como ya se ha descrito. En este caso el sistema es concebido para crear un movimiento de la herramienta circular o elíptico. E. Brinskmeier y R. Glabe, en su artículo *Elliptical vibration cutting of steel with diamond tools* [15], presentan un sistema resonante simple con capacidad para vibrar a una frecuencia en una o dos dimensiones. Por un lado colocan un sistema ultrasónico 1D como los descritos en los párrafos anteriores; y por otro; desplazan una masa del centro de la herramienta, capaz de crear una vibración por flexión en la dirección *z*. Este movimiento combinado, ajustado con un pequeño contrapeso para precisar la geometría de la trayectoria, permite que el movimiento de alimentación se desfase con respecto a la profundidad de corte, provocando dos tipos de vibraciones favorables al sistema: una de flexión y otra longitudinal. El sistema opera a una frecuencia de 20kHz y a una amplitud de 6μm.

Un concepto similar al anterior es el usado por X. Li y D. Zhang [16], también para un proceso de corte asistido. En el diseño de su herramienta, el transductor ultrasónico y el sonotrodo son sustituidos por un haz especial que sirve para montar la herramienta de corte fuera del centro. En la base se coloca un actuador piezoeléctrico en forma de disco, que trabaja a 20kHz de frecuencia. El haz está diseñado de manera que la pequeña amplitud de vibración del elemento piezoeléctrico se convierte en vibración longitudinal y se combina con la flexión, para crear una trayectoria de la herramienta elíptica con deflexiones de 8μm y de 1μm respectivamente.

En esta misma dirección, también valdría la pena referenciar los trabajos para 2D VAM de E. Shamoto, *et al.* [17,18,19,20]. Ellos desarrollan una herramienta en la que los actuadores piezoeléctricos están unidos a las caras laterales de la estructura y se activan en pares opuestos para inducir la deflexión en la dirección de la alimentación, en la primera frecuencia de resonancia del sistema (figura 2.4).

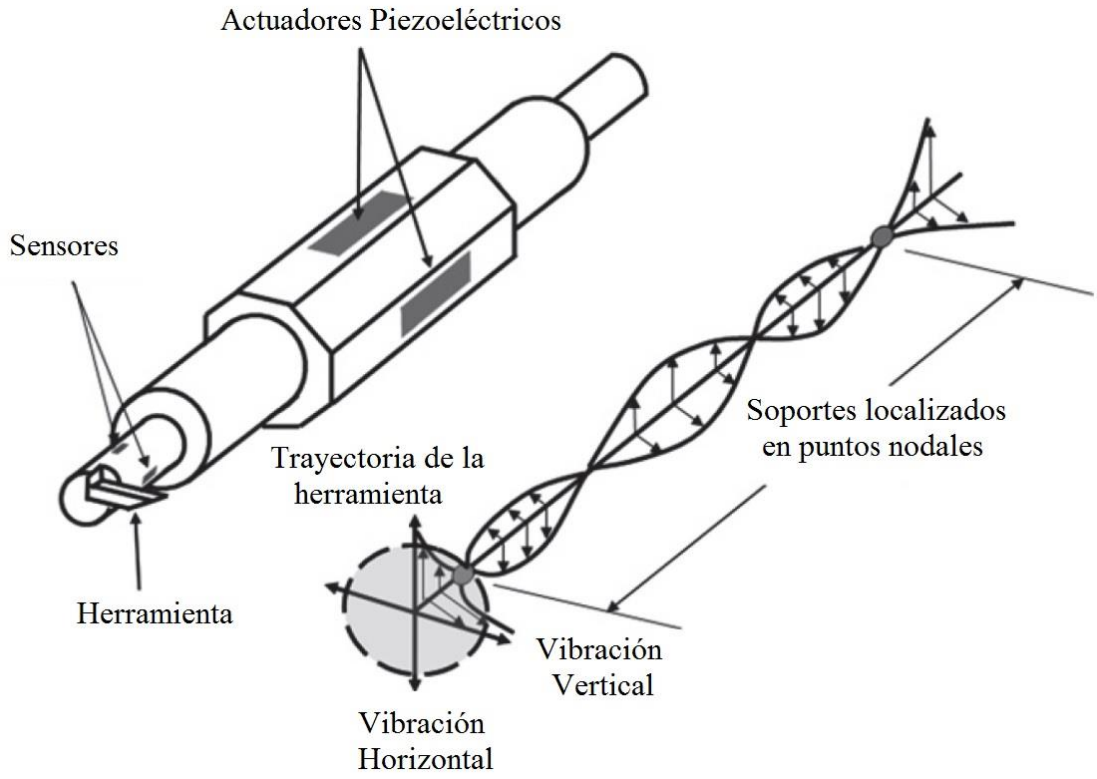


Figura 2.4. Sistema de resonancia 2D VAM presentado por E. Shamoto, et al. [19]

Existe una diferencia de fases entre los dos pares actuadores, por lo que la deflexión de la vibración se amplifica cuando el movimiento es inducido por los piezoeléctricos. La herramienta de corte está montada en el extremo de la estructura vibrante y la combinación de las dos vibraciones de flexión en ángulo recto, provocan que se mueva en una trayectoria elíptica. Este sistema ha sido utilizado en frecuencias discretas, en el rango de entre 20kHz y 40kHz; y las amplitudes se seleccionan dependiendo del material de la pieza de trabajo y de tipo de operación de corte.

Por último resulta conveniente hacer referencia a los sistemas no resonantes 2D. En este caso se aplica a los actuadores piezoeléctricos señales de voltaje sinusoidales provocando que estos se extiendan y se contraigan (como ya se ha dicho), a una frecuencia menor que la frecuencia natural de primer orden del sistema. El movimiento lineal del piezoeléctrico se transforma en un movimiento elíptico de la herramienta mediante una articulación mecánica, ayudada por la flexión facilitada por un agujero en forma de cruz. Este sistema ha sido desarrollado en *Pausan National University*, y puede verse en la figura 2.5.

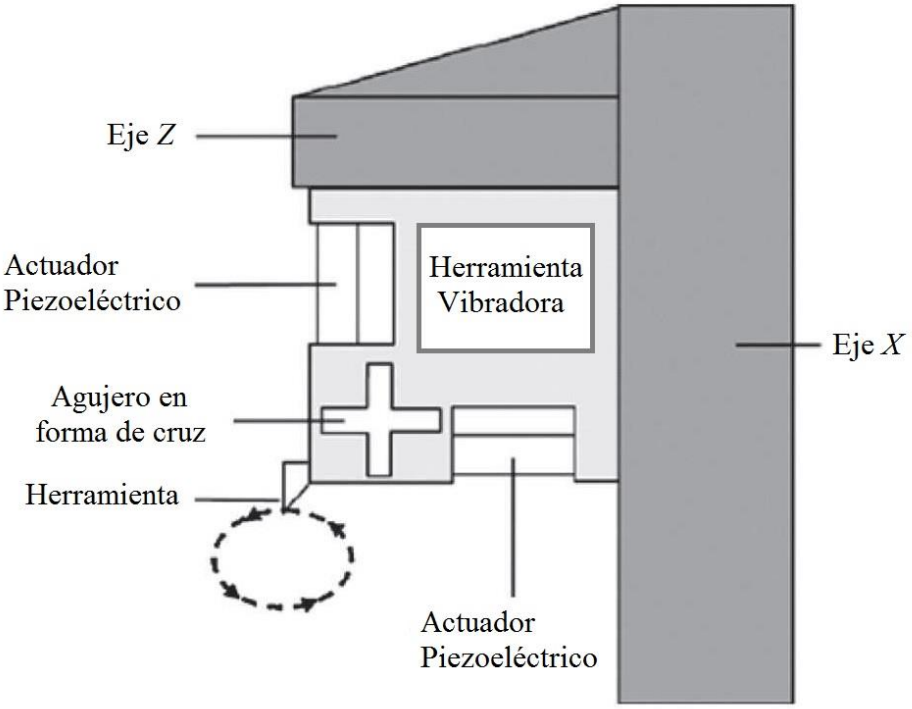


Figura 2.5. Sistema no resonante 2D desarrollado en Pausan National University [8]

En la figura 2.6 se presenta otro sistema no resonante 2D, desarrollado en *North Carolina State University*.

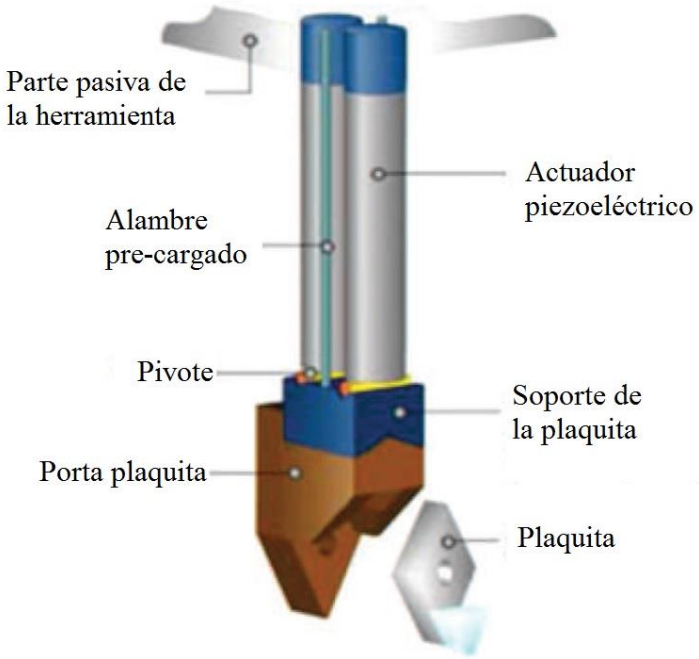


Figura 2.6. Sistema no resonante 2D desarrollado en North Carolina State University [8]

A modo de resumen se muestra en la figura 2.7 un gráfico en el que puede apreciarse una comparativa entre frecuencias y amplitudes de un buen número de las herramientas referenciadas por estos autores.

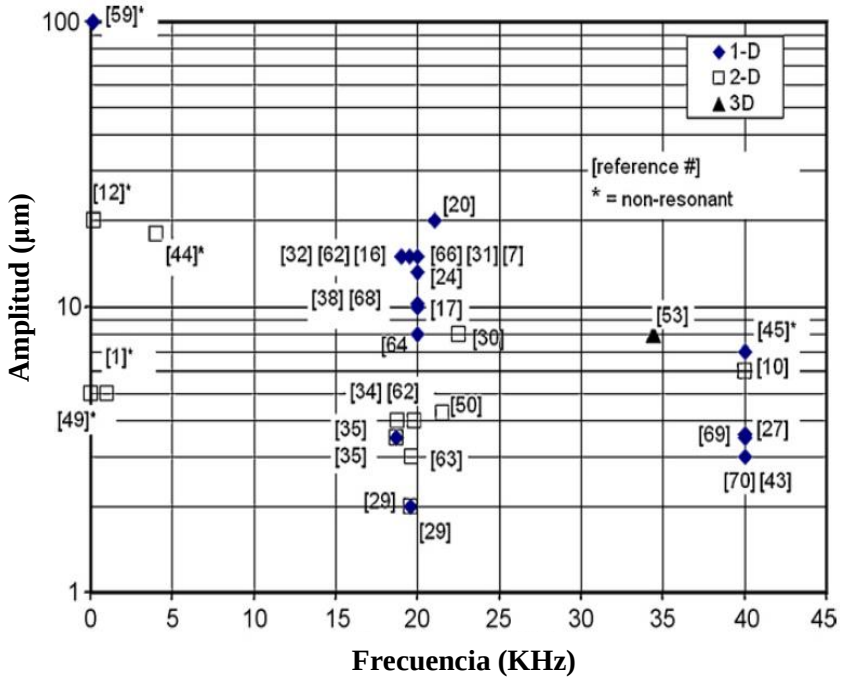


Figura 2.7. Rango de operaciones de las herramientas VAM estudiadas y referenciadas por D.E. Brehl y T.A. Dow (2007).

Los números se corresponden con las herramientas referenciadas en el artículo.

Como se ha podido comprobar, la mayoría de los autores otorgan valor al uso de las vibraciones como un recurso de gran utilidad en la optimización y economía de los procesos de fabricación, sobre todo aquellos limitados por las fuerzas, los regímenes de trabajo, y las capacidades propias de los sistemas para actuar sobre materiales frágiles, duros o piezas con geometrías complejas; siendo el *VAM* una alternativa bastante explotada para afrontar un rango operativo más amplio, en condiciones más restrictivas.

Como conclusión de este primer apartado, podrían resumirse una serie de consideraciones generalizadoras:

1. La diversificación en el uso de las vibraciones dentro de la industria, evidencia la necesidad de seguir investigando sobre sus campos de aplicación. En concreto, su introducción dentro del bruñido con bola puede repercutir beneficiosamente en dicho proceso, no habiéndose encontrado ninguna referencia similar hasta el

momento, como ya se ha comentado. Es por esto que se considera relevante el estudio y desarrollo de esta tecnología, que constituye la base de la motivación que lleva a realizar esta tesis.

2. El láser, los pulsos de corriente o las vibraciones, son algunos de los recursos tecnológicos que se emplean con éxito para asistir los procesos de fabricación, siendo el mecanizado asistido por vibraciones ultrasónicas *(VAM)* el más ampliamente referenciado.
3. Aunque muchos procesos de fabricación se ven facilitados por el uso de las vibraciones, las herramientas de corte tienen un amplio protagonismo dentro de la bibliografía consultada; bastante mayor que el de las herramientas de acabado.
4. La mayoría de las herramientas asistidas con vibraciones, utilizan actuadores piezoeléctricos con el objetivo de generar dicha vibración, y suelen trabajar en torno a los 20-40kHz. Las amplitudes son función de las propiedades de los materiales y de las características finales que deberán tener las piezas.

2.2. Procesos de deformación plástica convencionales y asistidos con vibraciones

El bruñido, como proceso de deformación plástica en frío, deja las puertas abiertas a un amplio campo de investigación, teniendo en cuenta que el control sobre los parámetros que intervienen en el proceso, determina en gran medida los resultados que pueden llegar a obtenerse. La deformación plástica de los materiales no es un problema trivial, y tanto la calidad superficial, como la dureza o las tensiones residuales, han sido objeto de estudio a la hora de validar el comportamiento elasto-plástico de muchos materiales con elevado uso industrial. Atendiendo a estas consideraciones, en este epígrafe se relacionarán algunos de los trabajos que se han estimado de interés para este estudio.

El primer foco de atención en los procesos de deformación plástica convencionales lo constituyen los trabajos sobre indentación de esferas, que se han considerado de gran importancia para esta investigación. La cantidad de información relacionada con el estudio del comportamiento de un indentador y sus efectos sobre los materiales es abundante, sobretodo porque se ha abordado desde enfoques muy diversos. Los métodos de indentación son ampliamente utilizados en la caracterización de materiales, si bien existen

múltiples simplificaciones teniendo en cuenta la complejidad de la obtención de un modelo único, que integre todos los parámetros que intervienen en el complejo proceso de deformación.

En su trabajo *Similarity methods for analyzing indentation contact problems* de 2008 [21], por ejemplo, Per-Lennart Larsson aborda matemáticamente todos los parámetros relacionados con las características del indentador y realiza un estudio de auto-similitud para demostrar las ventajas de utilizar un método numérico simplificado a la hora de abordar el problema de la indentación, indicando como una desventaja el tratamiento de los grandes problemas de deformación plástica, que deja expresamente excluidos. En la figura 2.8-(1) se observa el esquema utilizado por este autor para la distribución de los elementos sometidos a análisis, mientras que en la figura 2.8-(2) puede apreciarse un gráfico de la presión media de contacto, también denominada parámetro de Johnson. Este parámetro sugerido por Johnson en 1970 se utiliza con frecuencia para la correlación de las pruebas de indentación en diferentes materiales, ya que considera el estrés de fluencia acumulada en la deformación plástica σ_{rep}, el módulo de elasticidad *E*, y el coeficiente de Poisson *v*.

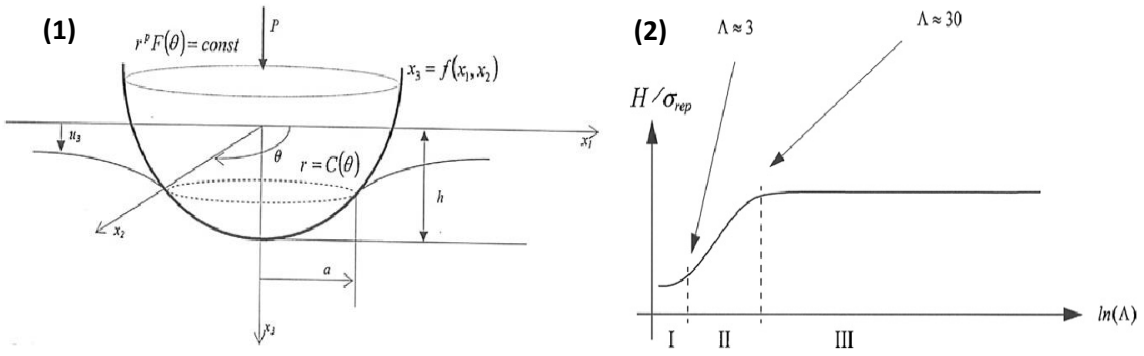


Figura 2.8. (1) Contacto entre un indentador rígido curvo y un semiespacio deformable. Esquema tomado Stor Akers et al. (1997), (2) Esquema de la correlación de las pruebas de indentación de materiales elásto-plásticos como sugirió originalmente Johnson (1970). Los tres niveles I, II, y III, correspondientes a diferentes respuestas de indentación

El parámetro de Johnson se puede calcular según (2.1), donde *D* es el diámetro del indentador.

$$\Lambda = \frac{2Ea}{\sigma_{rep}(1-v^2)D} \tag{2.1}$$

En los análisis de deformación plástica por indentación también es común el planteamiento de una problemática especialmente interesante para el bruñido. En todos los casos, el material se ve afectado por otro fenómeno: el apilamiento. El apilamiento, o hundimiento en su caso, se produce cuando un indentador penetra en la superficie de un material empujado por una fuerza externa, dejando en dicho material una huella cuyas características dependerán de diferentes factores.

Desde este punto de vista es conveniente citar el trabajo presentado por B. Taljat y G.M. Pharr en 2004 [22], titulado *Development of pile-up during spherical indentation of elastic-plastic solids*. Ellos realizan una modelización por elementos finitos para estudiar el comportamiento del apilamiento durante la indentación esférica de sólidos elasto-plásticos. El fenómeno del apilamiento es de gran interés a la hora de realizar recomendaciones en cuanto al paso lateral en el bruñido con bola. Estos autores consideran que además del módulo de elasticidad E, el esfuerzo de fluencia σ_y, el coeficiente de auto-endurecimiento por deformación n, y el coeficiente de fricción μ, no son parámetros despreciables, siendo los tres primeros, los más relevantes. En la indentación esférica se observan grandes diferencias entre la etapa elasto-plástica (de transición) y la totalmente plástica, ambas dependientes de la cantidad de tensión introducida por el indentador. Incluso existe una diferencia clara en cuanto al ángulo de apilamiento y hundimiento cuando está la carga y cuando ésta se retira, producto de la recuperación elástica del material.

Para finalizar con los trabajos dedicados al estudio de las indentaciones esféricas, ya que este tema será abordado con más profundidad en capítulos posteriores, resulta oportuno hacer mención de la investigación de J.J. Roa *et al*. [23], titulada *Curva tensión–deformación mediante indentación esférica para materiales cerámicos superconductores de YBCO-TSMG*, ya que estos autores estudian de manera detallada el fenómeno de la deformación por indentación. Concluyen que tanto a escala macro, micro, como nano-métrica, existe una relación directa en un régimen de deformación elástica entre la tensión aplicada y la deformación producida en un material, y que empleando las ecuaciones de Hertz, la curva de tensión-deformación se puede rescribir en función de la presión media de contacto (relación de Meyer), pudiéndose obtener a partir de la relación: ancho de la huella de contado / radio del indentador, la deformación del material producida durante un

ensayo de indentación. Esta relación tiene en cuenta el coeficiente de deformación plástica **ε**, y el coeficiente de auto-endurecimiento por deformación del material *n*.

Sin embargo, además de la deformación plástica por indentación, otros estudios han abordado este mismo fenómeno haciendo uso de elementos auxiliares como podrían ser las vibraciones, los pulsos de corriente o los rayos láser (igual que ocurre con las herramientas ya mencionadas), para facilitar precisamente dicha deformación. De algunas de estas investigaciones se han referenciado datos que se muestran a continuación.

Para comenzar resulta interesante retomar el artículo ya referenciado en [4], titulado: *On the additivity of acoustoplastic and electroplastic effects*. Estos autores realizan una investigación para demostrar que tanto el mecanismo físico de la acusto-plasticidad como la electro-plasticidad producen la caída del límite elástico en las propiedades del material. Por tanto, ellos se trazan como meta fundamental estudiar la combinación de ambos fenómenos en el comportamiento del material.

Para llevar a cabo los ensayos se utilizó alambre de Cu de 0,3mm de diámetro, con una pureza de 99,9%; el tamaño promedio de grano era de 30µm. Las muestras fueron recocidas a 700K durante 30min para una presión de 103Pa. Se utilizó un generador de vibraciones: 150W y 2x104Hz, la distribución y la amplitud de la deformación de la vibración fue calculada a partir de los resultados experimentales. A partir de estas consideraciones se definió la siguiente ecuación del coeficiente de deformación **ε**, donde $k=2\pi/\lambda$ y λ = longitud de onda ultrasónica:

$$\varepsilon(x,t) = \varepsilon\, sin(\omega t)\frac{Ak\, cos\,[k(x-1)]}{l} sin(\omega t) \qquad (2.2)$$

El efecto de la electroplasticidad fue generado con unos pulsos de corriente de 0 a 5000 A/mm^2, 25-80µs de duración y con una duración de los pulsos de 3s, tiempo suficiente para recuperar el valor inicial del límite elástico. Los resultados indican que existe una mayor caída de la tensión plástica cuando se sincronizan los efectos aplicándose primero la deformación acústica y posteriormente la eléctrica, alrededor de un desplazamiento de 80^0 sobre 360^0 de la onda. Tras el análisis de todos los parámetros se propone una ecuación diferencial para el efecto conjunto de los dos fenómenos.

Los resultados analíticos fueron aproximados y con algunos errores derivados de los efectos térmicos, así como de los valores estimados del volumen de activación. Estos resultados pueden ser explicados con las oscilaciones de tensión en el metal, debido a los dos fenómenos plásticos. La máxima caída del límite elástico se dio en el punto de transición, cuando se desactivan los ultrasonidos y se activan los pulsos de corriente.

Los autores concluyen que la combinación adecuada de ambos fenómenos puede reducir la tensión de deformación por encima de los valores obtenidos cuando se aplican ambos fenómenos de plasticidad de manera independiente.

Además de los efectos de deformación plástica producidos por el bruñido, también se han evaluado aquellos que provienen directamente de la introducción de las vibraciones, y los cambios que se llegan a producir en las capas superficiales de los materiales.

Tomando como punto de partida la cantidad de aplicaciones industriales que están haciendo uso de las vibraciones para ablandar las capas más exteriores de los metales, también se retoma el estudio de K.W. Siu *et al.*, ya referenciado en [5], que está centrado en la evaluación del comportamiento de la microestructura cristalina de varias piezas de aluminio, tras ser sometidas a vibraciones ultrasónicas simultáneamente a la introducción de una carga cuasi-estática. Ellos han podido demostrar que aquellas probetas que fueron sometidas a ultrasonidos obtuvieron mejores resultados de deformación, que las que no fueron asistidas. Utilizan la microscopía electrónica de transmisión para establecer la cartografía de orientación cristalina de las piezas, y concluyen que los ultrasonidos producen dislocaciones superpuestas que permiten el viaje a distancias más largas de manera desigual dentro del material, por lo que se favorece la formación de subgranos y consecuentemente se facilita la deformación.

Si bien el fenómeno de la deformación plástica ha sido abordado desde diferentes aristas, como ha podido constatarse, y las investigaciones consultadas evidencian la complejidad de su estudio; de toda la literatura examinada pueden extraerse algunas generalizaciones de gran interés para este trabajo.

1. Las vibraciones contribuyen a facilitar la ejecución de los procesos de deformación plástica en la mayoría de los casos, siendo posible disminuir parámetros como la fuerza necesaria para deformar, o posibilitando el trabajo con materiales más duros.

2. Los procesos de deformación plástica como el bruñido, contribuyen con el endurecimiento del material, con la introducción de tensiones residuales de tipo compresiva en capas más profundas y con la obtención de valores de rugosidad superficial más bajos que otros procesos.
3. El fenómeno de la indentación aporta mucha información relacionada con la deformación producida por una esfera en contacto con un plano elasto-plástico, por lo que es un buen método de análisis para la deformación inducida por el bruñido.
4. Dada la complejidad de los modelos de deformación plástica, es aconsejable hacer simplificaciones del proceso, con vistas a realizar aproximaciones sobre los valores de los parámetros de interés (rugosidad, dureza, tensiones residuales, profundidad de pasada, ancho de pasada lateral, etc.), a partir del control sobre las variables dependientes que intervienen en dicho proceso.

2.3. Herramientas de bruñir y estudios relacionados con el bruñido con bola

Existen varias herramientas en el mercado, muchas de ellas comercializadas, que realizan el proceso de bruñido de maneras diferentes, si bien vale la pena destacar las que bruñen con bola o las que bruñen con rodillo, ya que esta diferenciación entre contacto puntual o lineal acarrea resultados desiguales.

Adel Mahmood Asan, 1997 [24], en su trabajo *The effects of ball- and roller-burnishing on the surface roughness and hardness of some non-ferrous metals*, presenta una comparativa entre dos herramientas de bruñido: una con bola (figura 2.9), y otra con rodillo (figura 2.10), considerando una serie de parámetros diferentes.

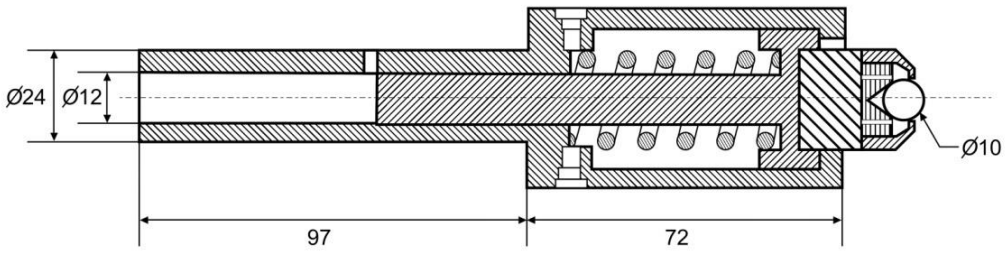


Figura 2.9. Herramienta de bruñido con bola de 10mm de diámetro

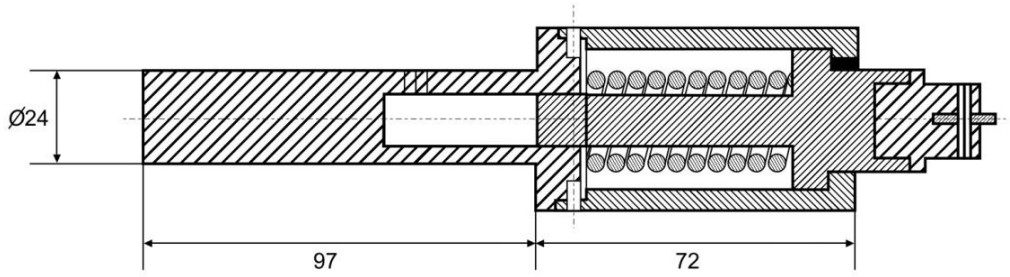


Figura 2.10. Herramienta de bruñido con rodillo de 13mm de diámetro

Los materiales escogidos para los ensayos fueron barras de aluminio y de latón de 32mm de diámetro inicial, que se tornearon posteriormente a 28mm. Las barras, de 300mm de longitud, se dividieron en dos regiones para utilizar tanto el rodillo como la esfera en cada una de ellas.

Para poder obtener los resultados se analizaron la rugosidad superficial y la dureza resultante, tras controlar la fuerza aplicada para el bruñido, que fue en el caso de la bola de 50N a 300N, y en el caso del rodillo de 300N a 400N. También se tomó en consideración el número de pasadas (de 1 a 6) para ambos casos.

De este estudio comparativo se pudo concluir, que tanto el bruñido con la herramienta de bola, como con la herramienta de rodillo, mejoran notablemente la rugosidad superficial y la dureza, en un proceso progresivo dependiente de la fuerza aplicada y del número de pasadas. De manera general, podría afirmarse que con la bola se obtienen mejores resultados que con el rodillo, incluso aplicando una fuerza más pequeña y un menor número de pasadas.

Otra herramienta que se utiliza para bruñir, pero en este caso la superficie interior de cilindros, es la presentada por M.H. El-Axir, *et al.*, 2008 [25], en su artículo *Study on the inner surface finishing of aluminium alloy 2014 by ball-burnishing process.* (Figura 2.11).

Esta herramienta, optimizada para un torno CNC modelo Biglia B56/1, bruñe mediante una bola de 8mm de diámetro y dureza 62HRC. Los autores realizaron ensayos sobre el aluminio 2014 por su importancia dentro de la industria, y formularon los correspondientes modelos matemáticos para predecir los resultados.

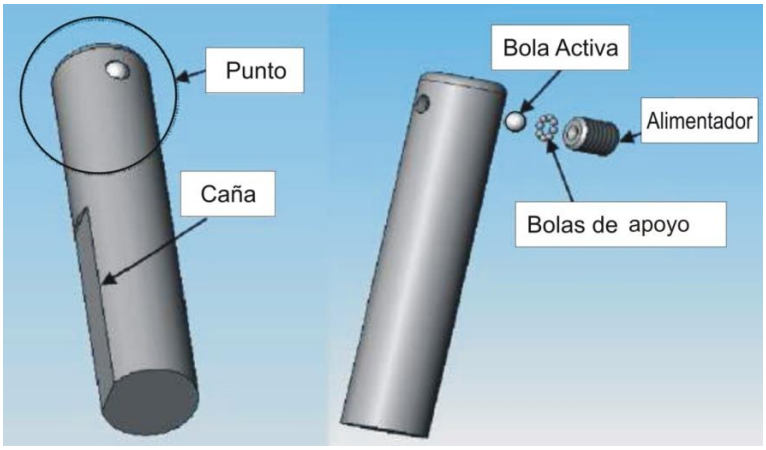


Figura 2.11. Herramienta de bruñido para interior de cilindros

De este estudio se pudo concluir, que controlando adecuadamente los parámetros: velocidad de rotación, avance, profundidad y número de pasadas, se puede alcanzar una rugosidad media aritmética R_a de hasta 0,14µm, partiendo de una R_a inicial de 4µm.

Otra herramienta utilizada para el bruñido es la comercializada por la empresa Mech-India ENGINEERS PVT. LTD. [26] (figura 2.12); que basa su funcionamiento en la presión que realiza un muelle tarado a una fuerza deseada. El hecho de que sea un muelle la fuente de presión, simplifica considerablemente el sistema y el diseño, ya que tanto la instalación como el mantenimiento son muy sencillos, reduciéndose los costes. Como contrapartida, el muelle obliga a realizar ajustes manuales para calibrar su precisión, a través de un instrumento tipo dinamómetro, que mide la fuerza que ejerce dicho muelle.

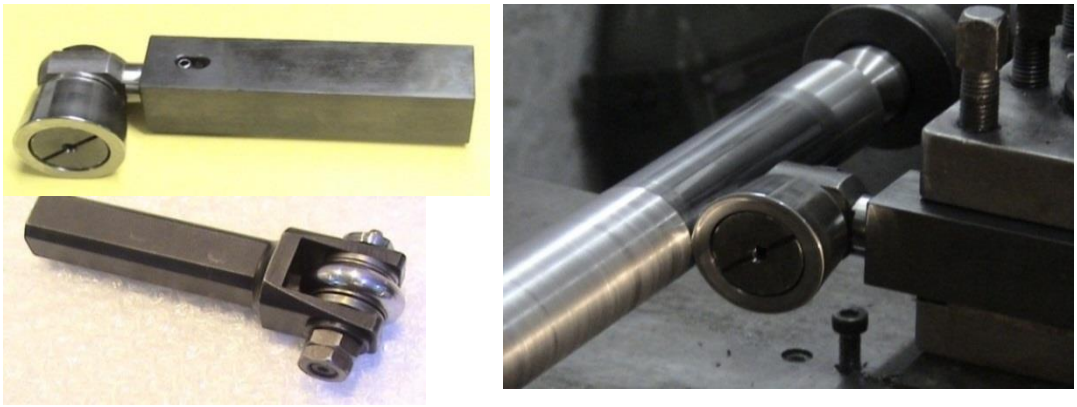


Figura 2.12. Herramientas para bruñir con rodillo utilizada en operaciones de torno. Comercializada por Mech-India ENGINEERS PVT. LTD.

También en la figura 2.13 se muestra otra herramienta de bruñido con bola fabricada por la empresa alemana Ecoroll AG Werkzeugtechnik. Se encuentra en el mercado español comercializada por la empresa Iraupen.

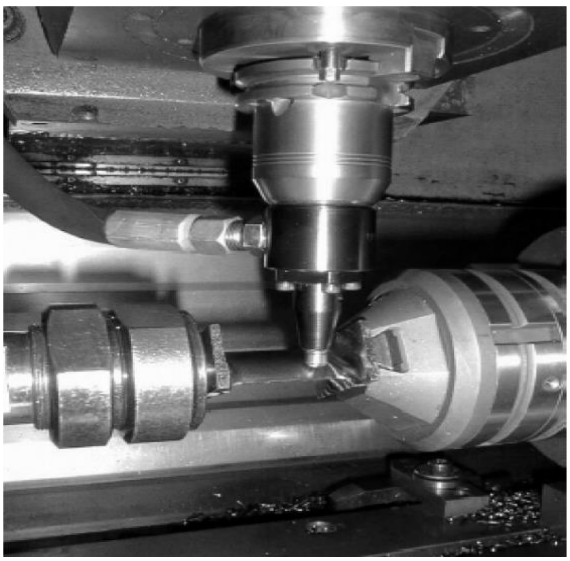


Figura 2.13. Herramienta para bruñir con bola utilizada en torno.[27]

Esta herramienta funciona mediante la aplicación sobre la bola de una presión hidráulica. Dicho sistema hidráulico, permite una regulación rápida y desde el exterior (figura 2.14).

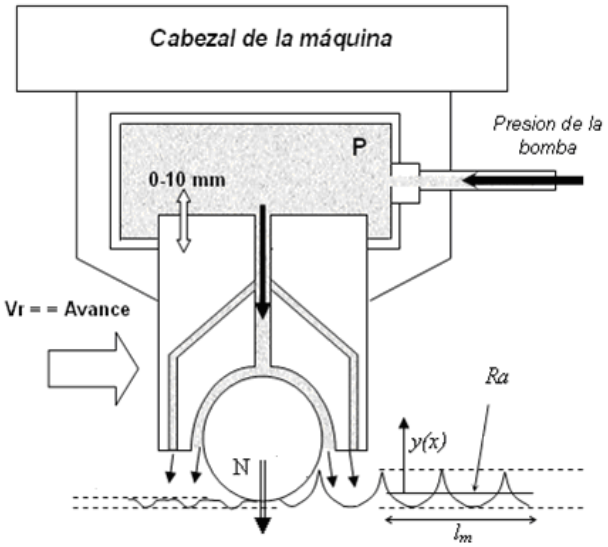


Figura 2.14. Esquema de funcionamiento de la herramienta comercializada por Iraupen. [28]

En esta herramienta la presión de la bola se controla a través de una película de fluido que actúa como cojín de lubricación y transmisor de la fuerza hidráulica. Como valor añadido,

el fluido que sale al exterior, podría contribuir con la lubricación y refrigeración de la pieza de trabajo durante la operación de bruñido.

Basadas en el mismo principio de funcionamiento del bruñido con bola o con rodillos, también se han presentado al mercado herramientas multi-bolas o multi-rodillos, diseñadas para optimizar fundamentalmente los tiempos de los procesos de fabricación. Tal es el caso de las presentadas en la figura 2.15.

Sin embargo, la mayor inconveniencia que se ha detectado en estas herramientas es precisamente su limitación geométrica, ya que suelen funcionar muy bien en superficies planas, o para realizar bruñidos en caras interiores cilíndricas, pero no pueden trabajar con éxito sobre superficies complejas. Otro de los problemas añadidos a su uso es la imposibilidad de tener un control estricto sobre el número de pasadas y el ancho de las mismas, en caso de que estos parámetros sean relevantes para la aplicación concreta en la que sean utilizadas.

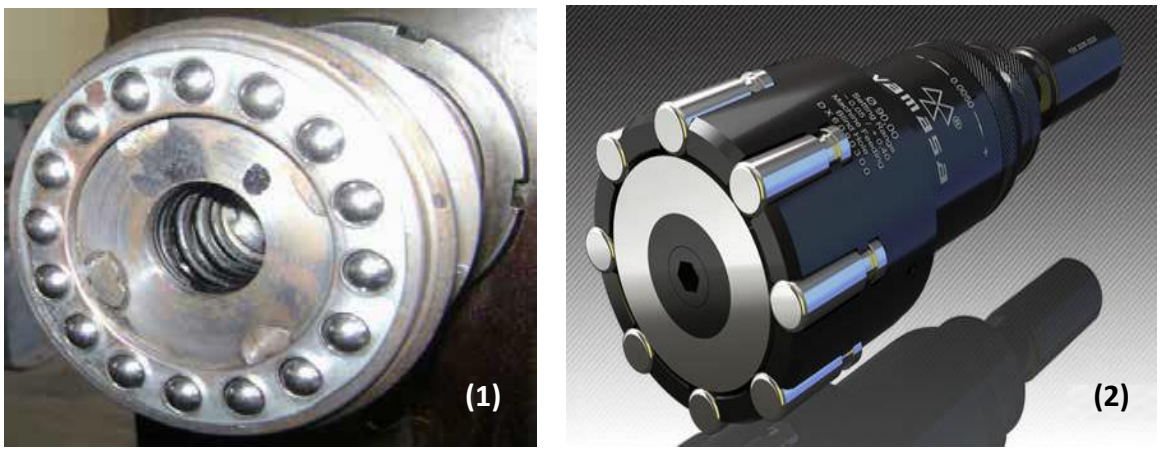


Figura 2.15.(1) Herramienta multibolas [29], (2) Herramienta multirodillos [30]

Por último, en la figura 2.16, se muestra la herramienta diseñada por Travieso-Rodríguez, J.A., 2010 [31]. En este caso, se utiliza un taqué hidráulico con el fin de tener un elemento que en su entrada sea gobernado por la fuerza hidráulica de un fluido, concretamente el propio fluido de corte de la máquina-herramienta, y que esta fuerza hidráulica se convierta en una fuerza de empuje sobre la bola. La utilización del taqué hace que las presiones del fluido hidráulico puedan ser más pequeñas al ser compensadas por la fuerza que ejerce el muelle que hay en el interior del mismo. Esta herramienta se puede instalar en cualquier tipo de máquina-herramienta, y su adaptación a la misma sólo depende de la preparación

de un sencillo sistema de conducción del fluido de corte de la propia máquina, a la herramienta en cuestión.

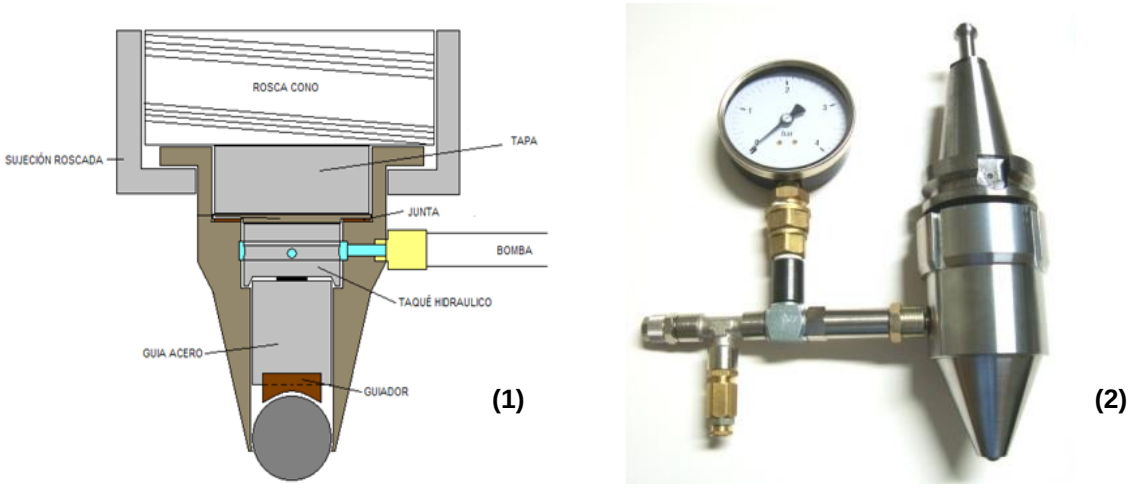


Figura 2.16. Herramienta de bruñido con bola para ser utilizada en una máquina CNC. (1)- Esquema. (2)-Prototipo.

De los resultados alcanzados en la investigación que dio lugar a este prototipo, se obtendrán varias referencias para el presente estudio, que serán oportunamente relacionadas en los apartados correspondientes.

Independientemente de las herramientas que son utilizadas para llevar a cabo el proceso de bruñido, cuya eficacia está demostrada en mayor o menor cuantía dentro de la literatura, existen también muchos estudios encaminados a hacer aportaciones de diferente naturaleza al proceso en sí mismo. En la mayoría de los casos, se coincide en que los parámetros que resultan significativos a la hora de controlar el bruñido son: el material de la bola, la fuerza, la velocidad, el número de pasadas, el ancho de la pasada lateral y la estrategia de bruñido (considerada como la dirección en la que se desplaza la bola en relación al mecanizado previo: paralela o perpendicularmente). El control sobre estos parámetros de cuyos ajustes dependerán los resultados, es uno de los centros neurálgicos de investigación en este campo.

A pesar de que la investigación sobre los efectos del bruñido data de muchos años antes, en el trabajo *Improvement in the wear resistance of brass components by the ball burnishing process*, Adel Mahmood y Sulieman Z.S. Al-Dhi (1999) [32], llegan a la conclusión de que se había trabajado poco hasta ese momento, para evidenciar dichos efectos beneficiosos.

Esta es la razón por la cual ellos centran sus objetivos en la evaluación de la resistencia al desgaste producto de una operación de bruñido sobre una pieza de cobre. Estos autores llegan a varias conclusiones importantes. En primer lugar, afirman que la fuerza de bruñido es el principal factor que afecta la resistencia al desgaste de la capa superficial de las piezas tratadas, y que no existe una fuerza óptima de bruñido con la que obtener los mejores resultados. En segundo lugar, evalúan la influencia del cambio de la velocidad de rotación del dispositivo de ensayo, estableciéndose una diferencia entre las velocidades bajas y las altas, con respecto a los resultados de la rugosidad. Ellos aseguran también que la velocidad ejerce una influencia sobre la pérdida de peso del metal. Por último, afirman que el aumento de la fuerza de bruñido o del número de pasadas por encima de determinados límites, aumenta la resistencia al desgaste de las piezas.

En un trabajo posterior del propio Adel Mahmood Hassan *et al*. (2000) [33]: *The effects of initial burnishing parameters on non-ferrous components*, se evaluaron los efectos que producen las rugosidades previas de las piezas sobre las rugosidades alcanzadas tras bruñir, evaluadas para diferentes fuerzas (49N, 147N y 254N) sobre piezas de bronce. De esta investigación sus autores pudieron concluir que un aumento en la rugosidad inicial producirá también un aumento en la rugosidad final de las piezas bruñidas para todas las fuerzas estudiadas; sin embargo, la rugosidad de partida, no ejerce influencia alguna sobre la dureza resultante. A su vez también pudieron afirmar que un aumento en el diámetro de la bola, causará una disminución en los tres parámetros evaluados: rugosidad, dureza y resistencia al desgaste.

Dos años más tarde (2002) Liu Lucas presenta su tesis doctoral titulada *Investigations into the use of ball-burnishing of hardened steel components as a finishing process* [34], en la que trabaja con piezas de acero duro elaboradas en torno, a la vez que desarrolla un modelo capaz de predecir el comportamiento de las superficies utilizando el método de elementos finitos (MEF). De su estudio se pueden extraer dos conclusiones interesantes para este trabajo: que el bruñido con bola es una buena alternativa a otros procesos de acabado como el rectificado, ya que se pueden obtener resultados de rugosidad mejores; y que el bruñido aumenta la resistencia a la fatiga de las piezas ensayadas en el orden del 31% al 50%.

Después de contrastarse en varios estudios la relevancia de la acción de determinados parámetros sobre los efectos del bruñido, una referencia importante es el trabajo

desarrollado en 2003 por Fang-Jung Shiou y Chien-Hua Chen titulado *Freeform surface finish of plastic injection mold by using ball-burnishing process* [35]. Sus autores someten a estudio cuatro parámetros que consideran especialmente significativos: el material de la bola, el ancho de pasada lateral, la fuerza y el avance. Los parámetros óptimos encontrados para bruñir el acero para moldes de inyección de plástico IPD55, fueron la utilización de una bola de carburo de tungsteno, el avance de 200mm/min, la fuerza de bruñido de 300N y la profundidad de bruñido de 40μm, siendo la mejora en la rugosidad media aritmética R_a, en un intervalo del orden del 40% al 90% con respecto a la rugosidad de partida.

No menos interesante, en este mismo estudio, es el modelo simplificado que presentan estos autores para estudiar el comportamiento de las fuerzas implicadas en el bruñido con bola. Haciendo una estimación de la fuerza mínima necesaria para provocar la deformación plástica, ellos esquematizan el proceso tal como se puede apreciar en la figura 2.17. Al tratarse de un modelo simplificado, antes de encontrar dicha fuerza mínima, realizan una serie de consideraciones aceptables: *(a)* que la bola no se deforma durante el proceso, *(b)* que no se considera el efecto de la fricción en dicha interfase, *(c)* que la bola no rodará durante el proceso, *(d)* que la fuerza de bruñido que se necesita es máxima, *(e)* que la superficie es plana y continua.

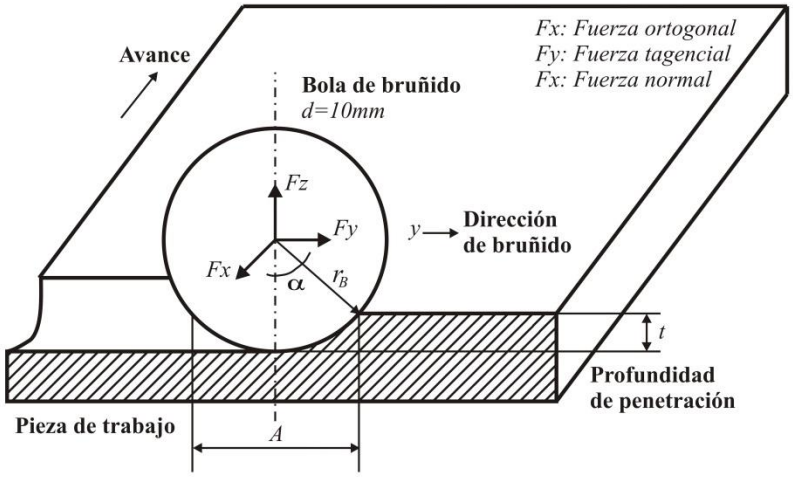


Figura 2.17. Representación de las fuerzas que actúan sobre el bruñido.
Fang-Jung Shiou et al. (2003)

La fuerza necesaria para el bruñido (*Fz* en la figura 2.17) fue estimada según (2.3). Siendo σ el esfuerzo de fluencia del material y *A*, el área de contacto durante el bruñido.

$$Fz = \sigma A \qquad (2.3)$$

Tras evaluar el modelo y los resultados experimentales, estos autores pudieron concluir que el bruñido con bola puede ser utilizado tanto para superficies planas como para superficies complejas; que la rugosidad puede disminuir, usando los parámetros óptimos, desde 1µm hasta 0,07µm; y que el aumento en la dureza puede estar alrededor de 142HV (dureza inicial 338HV, dureza final 480HV) siendo el espesor de la capa endurecida del orden de las 30µm.

Por su lado, Michael J. Shepard, *et al*., (2003) [36], en su artículo *Effects of surface treatment on fretting fatigue performance of Ti-6Al-4V*, en el que analizan el comportamiento a fatiga de piezas para la industria aeronáutica fabricadas con titanio, elaboran un estudio comparativo sobre la calidad superficial y la presencia de tensiones residuales compresivas, tras haber realizado sobre dichas piezas, tres tratamientos diferentes: el bruñido con bola, el granallado y el electropulido (figura 2.18).

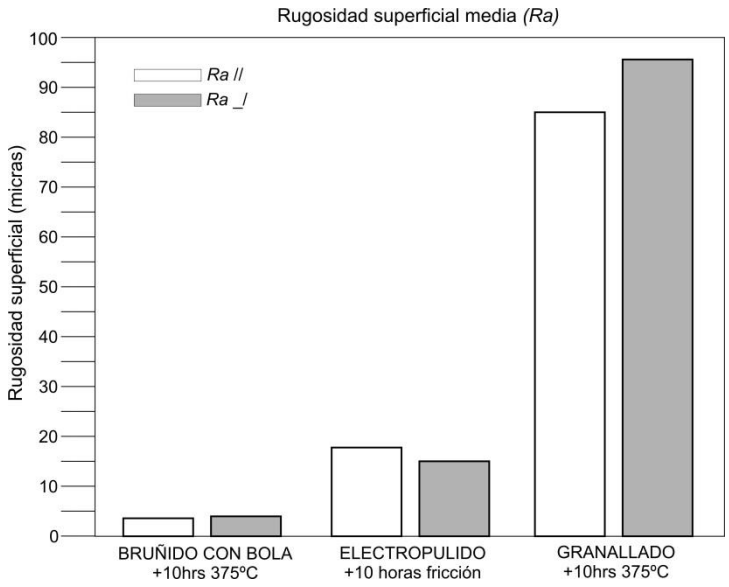


Figura 2.18. Gráfico comparativo de los valores de R_a, para los tres tratamientos superficiales en la dirección paralela al fresado (barras blancas) y en la dirección perpendicular al fresado (barras grises)

Para los experimentos se elaboraron unas probetas de sección trapezoidal y se sometieron tras los tratamientos superficiales, a ensayos de fatiga en condiciones experimentales similares a las de uso habitual (por ejemplo, a altas temperaturas como las que se

encuentran las piezas dentro del motor en funcionamiento, o a rozamiento prolongado). Una vez que las piezas de trabajo fueron tratadas, los autores realizaron un análisis de la rugosidad media obtenida, que son los mostrados en la tabla comparativa de la figura 2.18. Puede observarse claramente como los mejores valores se obtienen en aquellas piezas que fueron bruñidas.

En los ensayos de fatiga se realizaron pruebas experimentales con y sin rozamiento, y se analizó el número de ciclos previo a la aparición de la grieta y su propagación, para las tres condiciones de tratamiento superficial. Se pudo concluir que los tres tratamientos son beneficiosos para la condición de resistencia a fatiga, siendo el bruñido con bola el que presentó mejores resultados, no sólo por el aumento de su rendimiento, sino también porque las probetas bruñidas fueron térmicamente más estables, y las tensiones residuales a compresión, aparecieron en capas más profundas.

El comportamiento de la dureza tras el bruñido, que ha sido estudiado con la misma intensidad que la rugosidad superficial en los trabajos más recientes, aporta conclusiones satisfactorias en todos los casos consultados. H. Hamadache *et al*., (2006) [37] en su estudio *Charcteristics of Rb40 steel superficial layer under ball and roller burnishing*, demuestran que la dureza disminuye a medida que aumenta la velocidad de rotación de la pieza y el avance del bruñido, mientras que aumenta proporcionalmente a la fuerza y al número de pasadas. En este último aspecto se hacen recomendaciones diferentes en cuanto al resultado último que se desea priorizar. Es decir, si el objetivo es conseguir mejores resultados de R_a, de deberá limitar a 2 el número de pasadas, mientras que si se desean valores de dureza más elevados, con 3 pasadas se consiguen mejores resultados, lo cual se asocia a una fuerza de alrededor de 150N. Esta investigación por tanto, otorga significación especial a los parámetros fuerza y número de pasadas.

Por su parte la estrategia de bruñido ha sido abordada con menos interés en la literatura, a pesar de que las investigaciones de algunos autores han evidenciado que se obtienen resultados desiguales en dependencia de si se bruñe de manera paralela o de manera perpendicular al mecanizado previo.

Tal es el caso del trabajo de 2007, de N.S.M. El-Tayeb *et al*., titulado *Influence of roller burnishing contact width and burnishing orientation on surface quiality and tribological*

behaviour of aluminium 6061 [38], utilizando como proceso el bruñido con rodillos, se analiza el efecto de la velocidad, la fuerza, el ancho de la huella de contacto y la estrategia del bruñido, sobre la calidad superficial y las propiedades tribológicas de piezas de aluminio A96061. En la figura 2.19 puede observarse la disposición de las piezas según su orientación con respecto al fresado previo. Las mediciones de rugosidad superficial y de dureza fueron realizadas antes y después del bruñido, con un perfilómetro y un durómetro en la escala Rockwell respectivamente; mientras que las pruebas tribológicas se realizaron con el *disc-on-ring* y a través de técnicas de *crosscylinder* para evaluar el efecto del bruñido sobre la fricción y la resistencia al desgaste en condiciones de seco y lubricado.

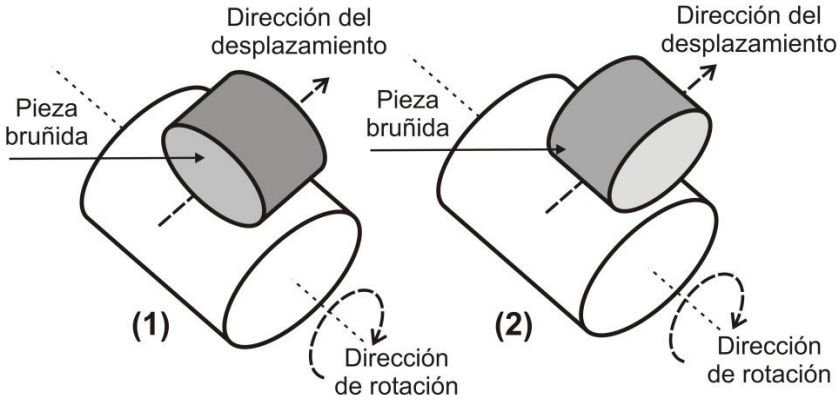


Figura 2.19 Esquema de la estrategia de bruñido con respecto a la orientación del fresado (1) Perpendicular al fresado previo, (2) Paralelo al fresado previo.

Sus autores pudieron concluir que la estrategia de bruñido es importante, ya que no se obtienen los mismos resultados de rugosidad cuando la orientación del bruñido es paralela al fresado, que cuando es perpendicular. Otros estudios más reciente abordan conclusiones muy similares [39].

N.S.M. El-Tayeb *et al.*, aseguran que la rugosidad es dependiente de la fuerza, y para valores por encima de 220N empeora producto del deterioro plástico del aluminio, como también empeora cuando se aplican velocidades de rotación muy altas. Este último parámetro también ejerce influencia sobre la dureza, encontrándose un incremento óptimo de alrededor del 30% para una velocidad de bruñido de 110min^{-1}.

El resto de conclusiones, aquellas relacionadas con el estudio tribológico, evidenciaron que el coeficiente de fricción de las superficies es dependiente de la rugosidad superficial, y

que los coeficientes bajos disminuyen el enclavamiento mecánico de las asperezas. También se concluyó, entre otras aportaciones, que el aumento excesivo de la fuerza de bruñido tiene un impacto negativo sobre la resistencia al desgaste de las superficies de aluminio bruñido A96061.

Más recientemente, en 2009, Ainoha Celaya *et al*. [40], desarrollan un modelo encaminado a predecir los resultados de rugosidad superficial y tensiones residuales obtenidos en las piezas tras un proceso de bruñido. Para ello utilizan una pieza elaborada en un tormo y evalúan los parámetros involucrados, pero tomando como referencia el plano paralelo al eje del cilindro (Figura 2.20).

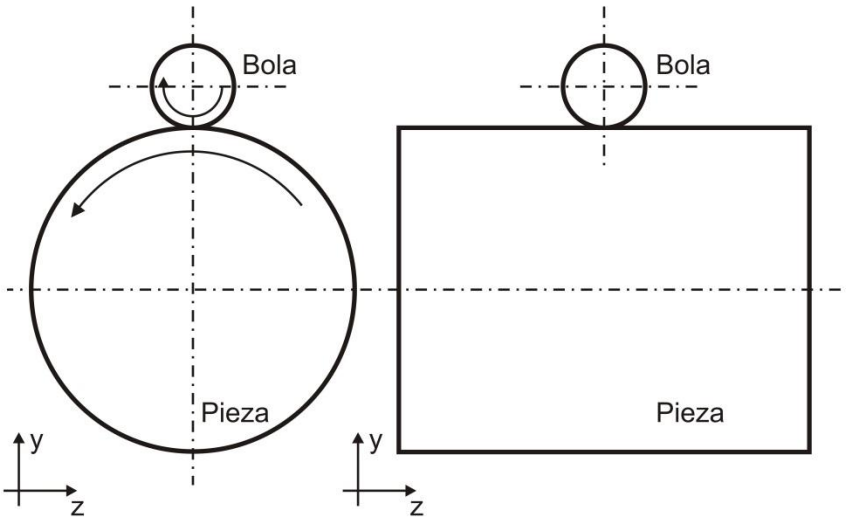


Figura 2.20. Esquema utilizado por Ainhoa Celaya et al., para desarrollar un modelo del proceso de bruñido con bola

Estos autores presentan un modelo de elementos finitos en 2D, ya que a pesar de que el proceso de bruñido es tridimensional, ellos justifican esta simplificación argumentando que el uso de MEF 3D está limitado por la cantidad de tiempo necesaria para desarrollar las simulaciones. Utilizan una herramienta que mantiene controlada la fuerza de bruñido *F*, mediante la presión hidráulica a la que actúa una bomba *P*, para un diámetro de bola *d* determinado. Estos parámetros se relacionan en la siguiente expresión:

$$F = \frac{\pi}{4} d^2 \cdot P \qquad (2.4)$$

Ellos también detectaron que las fuerzas reales son menores que las calculadas con (2.4) debido a las pequeñas pérdidas de presión entre la bola y el soporte, por lo que utilizan la expresión (2.5) para ajustar este error dentro del MEF.

$$F = 0{,}89\frac{\pi}{4}d^2 \cdot P \qquad (2.5)$$

Como en modelos simplificados ya presentados con anterioridad, se asume que la fuerza está actuando sobre una superficie totalmente lisa y continua, y aunque la aproximación matemática obtenida se considera adecuada para el análisis del proceso de bruñido, cuenta con una inexactitud relevante, y es que las fuerzas empleadas para bruñir, precisamente deberán ser capaces de deformar los picos de una superficie rugosa de partida.

La mayoría de los modelos encontrados en la revisión bibliográfica, buscan predecir los valores de rugosidad que serán alcanzados tras bruñir en determinadas condiciones controladas, siendo sin duda alguna la rugosidad superficial, el parámetro más estudiado a la hora de determinar el valor añadido de un proceso de deformación plástica como el bruñido con bola.

Feng Lei Li, *et al*. (2010) [41], también elaboran un modelo analítico para predecir el comportamiento de las deformaciones y de la rugosidad total R_t, utilizando una herramienta de bruñir optimizada para torno. Vuelve a ser la fuerza de bruñido determinante en la predicción de los resultados del proceso, y se propone una expresión matemática que determina la influencia de la misma en la deformación elasto-plástica del material. Estos autores realizan una evaluación del comportamiento del bruñido tomando como referencia la ley de contacto de Hertz para arribar a una propuesta interesante en la que están involucrados el módulo de Young, el coeficiente de Poisson, el ancho de pasada lateral, el área de penetración, el coeficiente de auto-endurecimiento del material y, por supuesto, la fuerza de bruñido óptima. Los resultados teóricos alcanzados por estos autores, que cuentan también con validación experimental, serán buenos referentes para esta tesis.

En la etapa investigativa más reciente, los trabajos consultados abordan con igual grado de importancia la búsqueda de resultados óptimos para la rugosidad superficial, la microdureza y las tensiones residuales. M.M. El-Khabeery y M.H. El-Axir, en su trabajo

de 2011 [42], *Experimental techniques for studying the effects of milling roller-burnishing parameters on surface integrity*, comentan las variaciones obtenidas tras bruñir, en estas tres propiedades mecánicas del aluminio A6061-T6, controlando los siguientes parámetros del proceso: velocidad de bruñido, profundidad de penetración y número de pasadas. Las gráficas de la figura 2.21 muestran algunos de los resultados alcanzados.

Los valores experimentales, que aparecen tabulados en el artículo, son utilizados para deducir los modelos matemáticos correspondientes, que evalúan por separado los efectos consecuentes sobre la rugosidad, la dureza HV y las tensiones residuales.

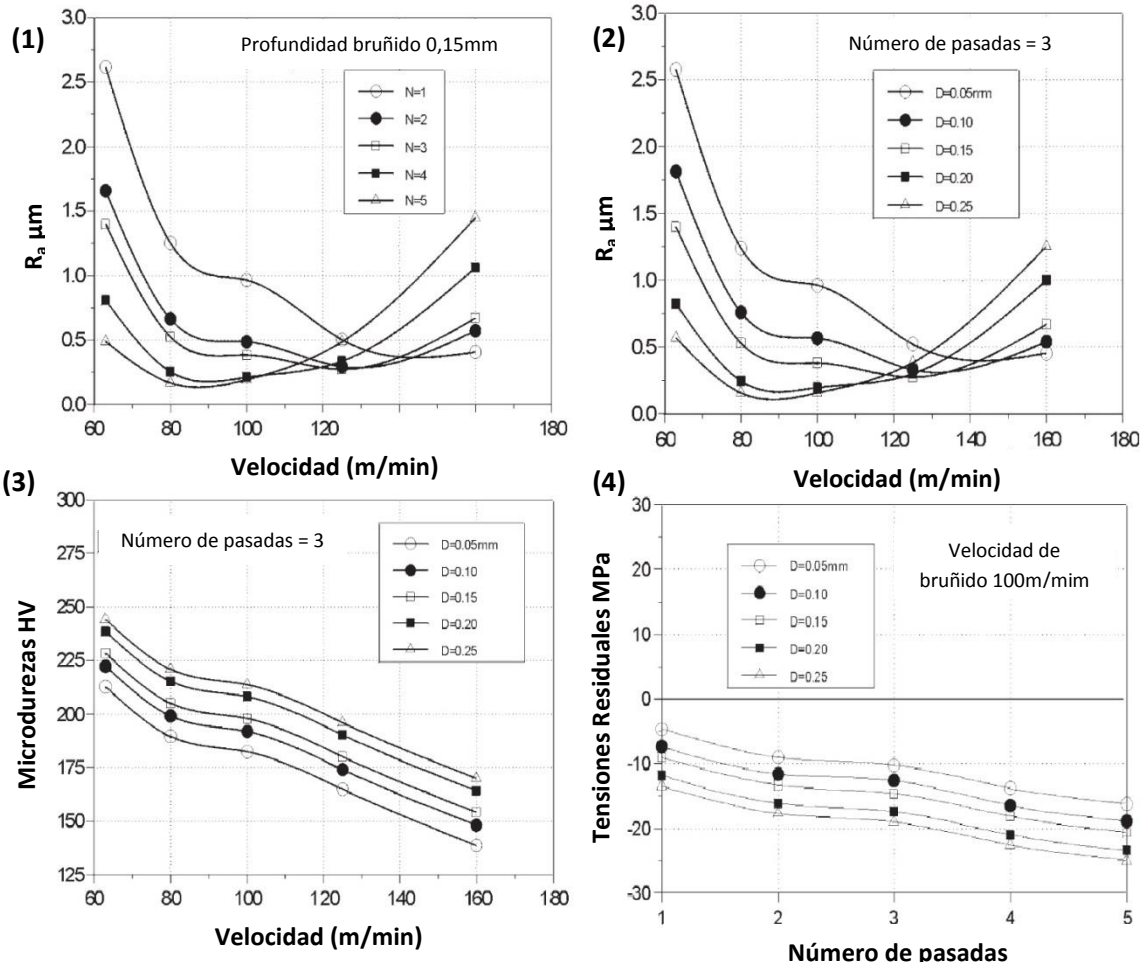


Figura 2.21. Gráficos comparativos de los resultados obtenidos por M.M. El-Khabeery y M.H. El-Axir (2011). (1) Valores de R_a en función de la velocidad de bruñido, para una profundidad de penetración de 0,15mm. (2)Valores de R_a en función de la velocidad de bruñido para 3 pasadas (3) Valores de microdureza para diferentes velocidades de bruñido en 3 pasadas (4) Valores de tensiones residuales en función del número de pasadas, para una velocidad de bruñido de 100m/min

A partir de sus resultados ellos han podido concluir que a velocidades de bruñido bajas y altas profundidades de penetración las superficies resultantes son mucho más suaves, mientras que una combinación de velocidad alta y profundidades de penetración elevadas derivan en un acabado superficial empeorado. El número de pasadas óptimo que proponen estos autores para maximizar la R_a es de 3 o 4 pasadas. Altas velocidades de bruñido también influyen negativamente sobre las tensiones residuales máximas a compresión, mientras que las mayores profundidades de penetración y número de pasadas, las favorecen.

También en 2011, A. Rodríguez *et al*., presentan un trabajo titulado *Surface improvement of shafts by the deep ball-burnishing technique* [43], en el cual se realiza una comparativa del comportamiento de varios parámetros relevantes (fuerza, velocidad, etc.) y su influencia sobre la dureza, la rugosidad y las tensiones residuales, verificando las diferencias encontradas tras tornear y tras bruñir (figura 2.22). El comportamiento de estos tres grupos de resultados se ha considerado un referente a tener en cuenta, a la hora de evaluar los obtenidos por este estudio.

Figura 2.22. Herramienta de bruñido con bola optimizada para torno, utilizada por A. Rodríguez et al. (2011). Funcionamiento con presión hidrostática y bola cerámica.

Tras los ensayos practicados, tanto los valores de rugosidad y de dureza, como los de tensiones residuales a compresión, muestran al bruñido con bola como un proceso claramente ventajoso con respecto a otros procesos de acabados. Como han descrito otros autores en trabajos precedentes, ellos también han concluido que la presión de bruñido es

el parámetro más crítico del proceso, ya que altas presiones pueden ser muy favorecedoras para la dureza superficial, pero en magnitudes muy elevadas, la bola (o el rodillo en su caso) termina dejando huellas que empeoran la rugosidad superficial de manera significativa.

El último estudio que resulta oportuno referenciar es el realizado por M. Salahshoor y Y. B. Guo (2012) [44], que publican el artículo *Process mechanics in ball burnishing biomedical magnesium–calcium alloy*, aportando una nueva visión al estudio de la deformación plástica generada tras el proceso de bruñido. Se trata concretamente de su capacidad para disminuir las altas tasas de corrosión de algunos materiales con importantes aplicaciones clínicas, como son las aleaciones magnesio-calcio. Ellos han recomendado el bruñido con bola como una alternativa prometedora para la integridad superficial de los implantes óseos.

El estudio se centra en realizar evaluaciones numéricas y experimentales de la mecánica del proceso de bruñido sobre biomateriales. Para su estudio han utilizado como herramienta de bruñido: la Ecoroll HG13. Dicha herramienta bruñe con una bola de cerámica de 12,7mm, fabricada de nitruro de silicio. Esta bola de cerámica se asienta en un cojín de presión hidráulica producido también por Ecoroll HGP4.0. Esta unidad es capaz de producir presiones de hasta 40MPa. A partir de aquí han estudiado la correlación entre la presión hidráulica suministrada a la bola actuando como una fuerza perpendicular a la superficie de trabajo, y la deformación plástica sufrida por esta última. Han podido concluir que la deformación plástica es proporcional al aumento de la presión hidráulica, en un rango entre 2-6MPa (figura 2.23). El aumento de la presión hidráulica no afecta la magnitud de las tensiones residuales, pero si su profundidad.

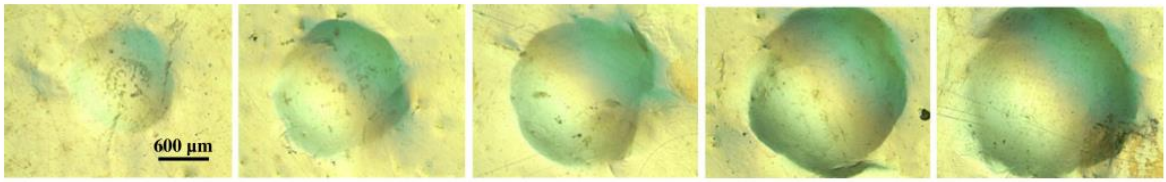


Figura 2.23. Gráfico comparativo de la deformación plástica para diferentes presiones

También se observó que la cantidad numérica prevista de recuperación elástica muestra un incremento al aumentar la presión hidráulica. En promedio, hay un 8% de la recuperación

elástica de este biomaterial en el rango de presión aplicada. Las tensiones residuales a compresión son muy elevadas gracias al bruñido, ya que por ejemplo, se necesitan unos 83MPa para penetrar hasta las 1000µm de profundidad. La producción de grandes cantidades de profundas capas de compresión con una pequeña cantidad de deformación superficial es una característica única del bruñido con bola. Este proceso está desarrollado en el modelo de elementos finitos.

Haciendo un resumen de toda la literatura científica consultada en este epígrafe, se podrían realizar las siguientes generalizaciones:

1. Existen en el mercado varias herramientas de bruñido con bola y con rodillo, que actúan de manera convencional o asistidas por otros procesos distintos a las vibraciones.
2. La rugosidad superficial, que es el parámetro más ampliamente estudiado, mejora de manera significativa tras un proceso de bruñido con bola o con rodillo.
3. En la mayoría de los trabajos se recopila una gran cantidad de resultados experimentales para validar los parámetros involucrados en el proceso, que luego son corroborados con aproximaciones simplificadas del comportamiento teórico del bruñido, dada la complejidad del estudio de este proceso tridimensional de deformación plástica.
4. De todos los tratamientos superficiales referenciados, el bruñido presenta claras ventajas con respecto a otros procesos, como pueden ser el granallado o el electropulido.
5. La mayoría de autores, sobre todo en los estudios más recientes, aseguran una mejora en la dureza superficial producto del proceso de bruñido.
6. Tras bruñir, las tensiones residuales compresivas aumentan su valor, lo cual ha sido evaluado como positivo por muchos autores, debido a la contribución que este resultado realiza en cuanto al aumento de la vida útil a fatiga de las piezas bruñidas.
7. Existe un consenso bastante generalizado en cuanto a los parámetros de los cuáles es dependiente el proceso de bruñido. Entre los más importantes se encuentra la fuerza de bruñido, la velocidad de avance, la profundidad de pasada y el ancho de pasada lateral.

CAPÍTULO 3

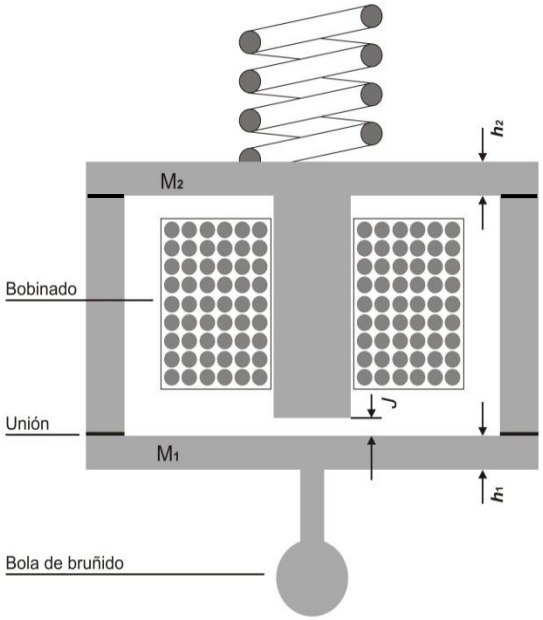
Diseño y concepción de la nueva herramienta de bruñido con bola asistida con vibraciones

Como ya se ha mencionado, las vibraciones son de amplia aplicación en los procesos de fabricación mecánica. La razón fundamental de su uso, es la gran cantidad de fuerzas dinámicas que se generan, debido a la aceleración y desaceleración en frecuencias altas, que son beneficiosas para la superficie de trabajo.

En la industria actual los generadores de vibraciones de alta frecuencia más utilizados, suelen ser los transductores piezoeléctricos. Éstos basan su funcionamiento en los efectos de la corriente alterna sobre determinados cristales del material piezoeléctrico, los cuáles se reorganizan produciendo cambios de volumen en éste, que se traducen en tensiones mecánicas sobre los elementos que están en contacto con dicho material. Así, la transmisión de las ondas es a través de un cuerpo sólido, por lo que deben ser controlados cuidadosamente todos los parámetros mecánicos y electrónicos para mantener la frecuencia de resonancia.

En el caso de este estudio, las vibraciones se han concebido de otra forma. Estas serán generadas a través de un transductor electromagnético que se utiliza para convertir la corriente alterna en un campo magnético variable (figura 3.1).

Dicho campo produce una fuerza de atracción cíclica sobre las placas metálicas de un espesor definido, deformándolas y haciéndolas vibrar a una frecuencia determinada por la frecuencia del campo magnético.



M_1- Placa unida a la bola de bruñido

M_2- Placa unida al muelle

h_1- Espesor de la placa M_1

h_2- Espesor de la placa M_2

J- Juego

Figura 3.1. Esquema básico de funcionamiento del sistema de vibratorio

Para materializar la idea anterior se propone construir una herramienta nueva, como la esquematizada en la figura 3.1. Dicha herramienta tiene como objetivo fundamental realizar el proceso de bruñido con bola asistido a través de una vibración.

Estructuralmente está compuesta por un cuerpo cilíndrico en cuyo interior está alojada una bobina que se encargará de generar una vibración capaz de provocar deflexiones tanto en la placa M_1 (placa inferior unida a la bola de bruñido), como en la placa M_2 (placa superior unida al muelle). Dicho muelle es el encargado de mantener una fuerza constante de bruñido. La placa M_1, es a su vez solidaria con otro cuerpo cilíndrico, en cuya punta se aloja la bola encargada de bruñir la pieza de trabajo. Teniendo en cuenta que las fuerzas producidas por el campo electromagnético generado por la bobina provocarán que ambas placas (M_1 y M_2) trabajen acopladas, será determinante para el diseño, el establecimiento de unos grosores de placa adecuados que garanticen que la distancia del juego J sea la óptima. Esta herramienta se fija en un cono ISO o similar, a través del cual se coloca en el cabezal de la máquina-herramienta.

A partir de estas premisas, desde el punto de vista de diseño, es importante controlar ciertos parámetros de los cuáles dependerá el correcto funcionamiento de la herramienta y que son aquellos especificados en el esquema de la figura 3.1. Estos elementos de especial interés son:

- Los espesores de cada una de las placas M_1 y M_2,
- La interrelación que se establece entre ellas,
- La distancia denominada juego *J*; definida como la distancia que hay entre el núcleo de la bobina y el centro de la placa M_1. Esta distancia conceptualmente debe ser mayor que la deflexión máxima que sufra la placa M_1 durante el funcionamiento de la herramienta.

Por tanto, en este trabajo se busca el valor máximo de la deflexión de la placa M_1 a partir del cual poder estimar el valor óptimo del juego, sin que exista una disminución significativa de la fuerza del campo magnético, que es la que consigue transmitir la vibración a la placa M_1 y a su vez a la bola de bruñido. Por otra parte el valor de esta deflexión dependerá también del espesor de ambas placas (M_1 y M_2). Cuanto mayor sea el espesor de estas, menor será el valor de la deflexión que sufran. Esta es la razón por la que durante todo el estudio se evalúan varios espesores para determinar cuál es el más adecuado.

Se deberá estudiar también la colocación de un resorte capaz de mantener una fuerza estática constante sobre la superficie de trabajo, y absorber los posibles picos de fuerza, que incidan negativamente sobre el mal funcionamiento de la máquina o en la optimización del proceso. La deformación elástica adecuada para dicho resorte, estará en función de las restantes características del sistema.

Para el diseño de esta herramienta se realizan los siguientes supuestos:

1. La amplitud y frecuencia de la vibración generada dependen directamente de la fuerza de atracción magnética que genera la bobina.
2. La deformación de las placas están en un régimen elástico, por lo tanto, las propiedades del material como el módulo de Young y la razón de Poisson, se consideran constantes.

3. La herramienta deberá trabajar en un régimen de resonancia, cuya frecuencia deberá ser estimada.

3.1. Modelado del sistema generador de vibración

3.1.1. Criterio de clasificación de las placas

Una placa resiste las cargas transversales exclusivamente a través de la flexión. El comportamiento que puede tener una placa a flexión, depende principalmente de la relación entre su longitud característica (*D*) y su espesor (*h*). Por lo tanto, las placas pueden ser clasificadas en tres grupos de acuerdo a la relación *D/h*, donde *D* es una dimensión característica de la placa, por ejemplo el diámetro en el caso de una placa circular y *h* es el espesor de la placa (figura 3.2). A partir de *D/h>100*, las placas se consideran membranas de espesor muy pequeño y no son útiles para este estudio.

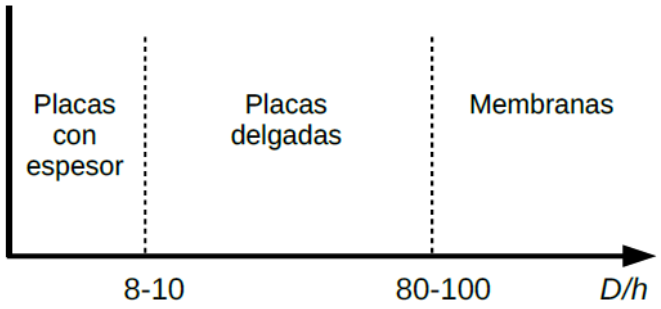


Figura 3.2. Clasificación de las placas según su razón de aspecto D/h

Por otra parte las placas cuya razón *D/h<8*, son conocidas como placas gruesas. El análisis de este tipo de cuerpos incluye todas las componentes de la tensión, deformación y desplazamiento. Por lo tanto, este tipo de cuerpo está caracterizado por las ecuaciones generales de la elasticidad en 3 dimensiones.

Por último, las placas con una razón *10<D/h<80*, son llamadas placas delgadas y se caracterizan por no tener rigidez flexural. Las cargas impuestas se traducen dentro de la placa en un momento flector, en un par de torsión y una fuerza de corte transversal. Las placas delgadas son capaces de soportar cargas laterales debido a las fuerzas de tracción axial que actuarán en el plano medio y a las fuerzas de corte. Las llamadas fuerzas de

membrana son el producto de la proyección de las cargas verticales sobre un balance de fuerzas lateral aplicado sobre la placa-membrana.

A su vez las placas delgadas se pueden dividir en dos subgrupos, en función de la razón, máxima deflexión de la placa *w* sobre el espesor *h*, (tabla 3.1).

Tabla 3.1. Clasificación de las placas según su razón de aspecto w/h

Si $\frac{w}{h} < 0{,}2 \Rightarrow$ placas rígidas
Si $\frac{w}{h} \geq 0{,}3 \Rightarrow$ placas flexibles

Las denominadas placas rígidas, son placas finas rígidas en flexión. Soportan cargas bidimensionales, debido principalmente al momento de flexión y a la torsión, y a las fuerzas de corte transversales. Se asumen despreciables los desplazamientos y las fuerzas de membrana en el plano medio o línea neutra. Por otra parte, en las placas flexibles, la deformación lateral viene acompañada de un estrechamiento de la superficie medida. Además, si *w/h*>5 las tensiones debido a la flexión de la placa, son despreciables en comparación con la tensión de membrana.

La placa considerada en este estudio es una placa delgada rígida, debido a que: el diámetro de la placa *D* es del orden de 50mm, el espesor de la placa *h* es menor de 5mm y la deflexión máxima de placa *w* es menor que 0,08mm. Con estos valores la razón de aspecto *D/h* y la razón *w/h* se reducen a:

$$\frac{D}{h} > 10 \quad \text{y} \quad \frac{w}{h} < 0{,}2 \tag{3.1}$$

En lo sucesivo, cuando se hable de placas, se hará referencia a placas delgadas rígidas.

3.1.2. Teoría de la curvatura de placas delgadas rígidas

La teoría de la curvatura de placas rígidas, está basada en la clásica teoría de Kirchhoff [45], en ella se desarrolla el problema de deformación de placas en función de los desplazamientos que ésta experimenta. Aplicando las ecuaciones de la elasticidad en tres dimensiones, se pueden derivar las ecuaciones que gobiernan la teoría clásica de deformación de placas.

En la figura 3.3-(A), se muestran las dimensiones de una placa en ausencia de carga y el sistema de referencia absoluto en coordenadas cilíndricas. Cuando la placa está en ausencia de carga el eje horizontal *r*, coincide con la línea neutra o superficie media.

En la figura 3.3-(B), se puede ver la flexión de la placa debido a la fuerza *F* aplicada sobre el eje de simetría axial de la placa. La flexión sufrida por la placa en dicha dirección, produce tensiones de tracción en dirección radial, tensiones caracterizadas por un momento asociado a la flexión y por una tensión de corte producto de la fuerza *F*.

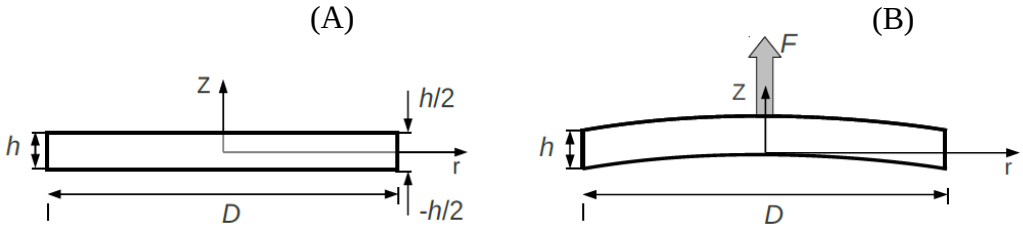


Figura 3.3. Representación de una placa circular delgada
(A) sin carga, (B) con una carga transversal F

En 1850 Kirchhoff define dos importantes hipótesis con relación a la teoría de flexión de placas ampliamente aceptadas en la actualidad. Usando estas hipótesis Kirchhoff reduce el problema de la elasticidad tridimensional del doblado de una placa, a un problema bidimensional de fuerzas que actúan sobre la superficie media de la placa o superficie neutra. El estudio de las deformaciones realizado por Kirchhoff permite asumir que: en placas delgadas sometidas a una flexión, no existe deformación en la dirección *z* ni deformación angular en los planos *θz* o *rz*. Por lo tanto, el problema de elasticidad en placas se reduce a determinar los desplazamientos *w* en dirección *z* y las deformaciones en el plano *rθ*. El estado bidimensional de tensiones se expresa como (3.2).

$$\sigma_z = \tau_{\theta z} = \tau_{rz} = 0 \tag{3.2}$$

El problema de elasticidad asociado a la placa en estudio, queda completamente definido si se determinan las componentes de la tensión, deformación y desplazamiento, en función de las coordenadas espaciales y temporales del cuerpo elástico. Las ecuaciones que permiten determinar las tensiones, deformaciones y desplazamientos, son: las ecuaciones de equilibrio, las relaciones deformación-desplazamiento y la relaciones tensión-deformación (ley de generalizada de Hooke), respectivamente.

Para determinar las relaciones deformación-desplazamiento se asume que sólo existe desplazamiento y no deformación, en el eje *z*. En la figura 3.4, se muestra como se desplaza un punto fijo a una distancia z_1 del eje neutro, debido al desplazamiento Δw en la dirección del eje *z*, el cual produce una deformación *u* en la dirección del eje *r*. La deformación *u* se puede escribir en función del ángulo α (3.3), que a su vez se puede escribir en términos de la tasa: desplazamiento Δw, dividido por el desplazamiento Δr (3.4).

$$u = z \cdot sen(\alpha) \tag{3.3}$$

$$sen(\alpha) = -\frac{\Delta w}{\Delta r} \tag{3.4}$$

Por lo tanto, para un punto situado a una distancia cualquiera de la línea neutra, la deformación en la dirección radial *u* se define como:

$$u = -z\frac{\partial w}{\partial r} \tag{3.5}$$

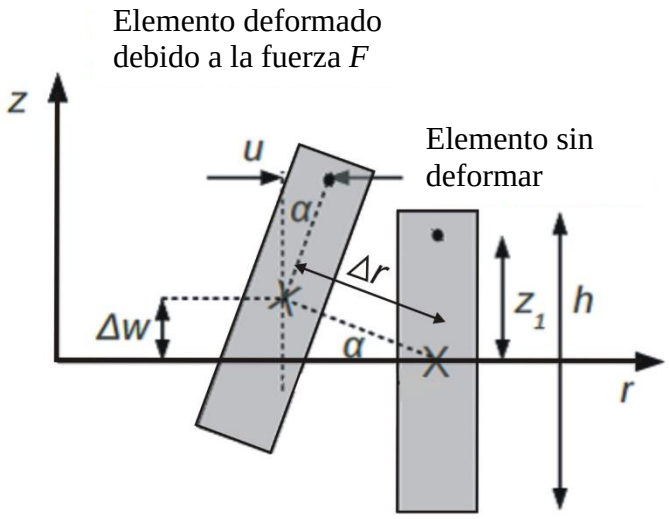


Figura 3.4. Representación de la deformación radial producto de la deflexión de la placa

Las deformaciones en la dirección radial y angular para una geometría y un estado de cargas axilsimétricas, se pueden deducir de la figura 3.5, en la que se muestra la traslación y la deformación de un elemento circular plano en coordenadas polares. Sea un cuerpo en un estado de deformación plana, definido por $u=u(r,\theta)$ y $v=v(r,\theta)$, desplazamientos en dirección radial y angular, respectivamente. Un cambio de longitud en la dirección radial

de un elemento definido en coordenadas polares, produce dos tipos de deformaciones, una deformación radial pura y una deformación angular debida a la deformación radial.

En la figura 3.5, el elemento representado con línea discontinua corresponde con el elemento sin deformar, el representado con línea continua es el elemento deformado producto de la deflexión de la placa.

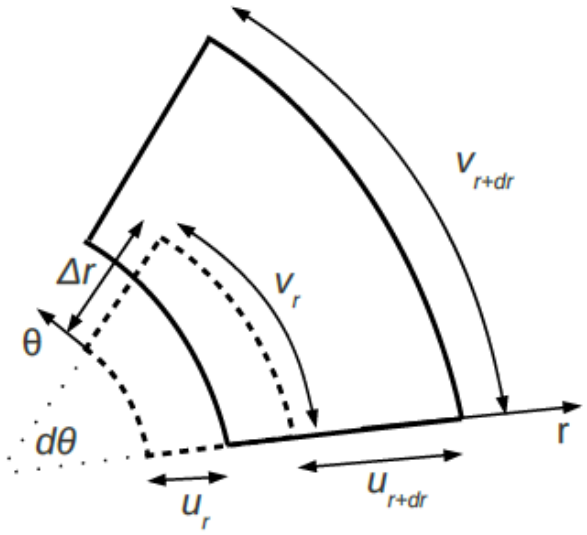


Figura 3.5. Deformaciones producidas en la placa en la dirección radial y angular

La deformación en la dirección radial ε_r se define como la variación o cambio de longitud que sufre el elemento diferencial por unidad de longitud, debido a un desplazamiento en la dirección radial, y se expresa como:

$$\varepsilon_r = \frac{u_{r+dr} - u_r}{\Delta r} \tag{3.6}$$

Donde los términos u_{r+dr} y u_r se obtienen a partir de la interpretación de la figura 3.5.

$$u_{r+dr} = \sqrt{\left(dr + \frac{\partial u_r}{\partial r} \cdot dr\right)^2 + \left(\frac{\partial u_{r\theta}}{\partial r} \cdot dr\right)^2}$$

$$= dr\sqrt{1 + 2 \cdot \frac{\partial u_r}{\partial r} + \left(\frac{\partial u_r}{\partial r}\right)^2 + \left(\frac{\partial u_\theta}{\partial r}\right)^2}$$

Despreciando los diferenciales de orden 2 y superiores, y desarrollando en serie de Taylor la deformación en la dirección radial *u* evaluada en la posición *r+dr*, se tiene que:

$$= dr\sqrt{1 + 2 \cdot \frac{\partial u_r}{\partial r} + \left(\frac{\partial u_r}{\partial r}\right)^2 + \left(\frac{\partial u_\theta}{\partial r}\right)^2} = dr\sqrt{1 + 2 \cdot \frac{\partial u_r}{\partial r}} \approx dr\left(1 + \frac{\partial u_r}{\partial r}\right)$$

Remplazando en (3.6) se tiene una expresión para la deformación en la dirección radial en términos de los desplazamientos que sufre el elemento diferencial también en la dirección radial.

$$\varepsilon_r = \frac{dr\left(1 + \frac{\partial u_r}{\partial r}\right) - dr}{dr}$$

$$\varepsilon_r = \frac{\partial u}{\partial r} \tag{3.7}$$

De igual forma se puede evaluar la deformación angular ε_θ, producto de la deformación radial, que por definición es:

$$\varepsilon_\theta = \frac{v_{r+dr} - v_r}{v_r} = \frac{(r + dr)d\theta - rd\theta}{rd\theta}$$

$$\varepsilon_\theta = \frac{u_r}{r} \tag{3.8}$$

Las ecuaciones que relacionan los componentes de la tensión con los componentes de la deformación, son denominadas ecuaciones constitutivas. Asumiendo que las deformaciones en los sólidos a considerar son infinitesimales, la relación entre las componentes de la tensión y las componentes de la deformación, dependen del material que compone el sólido. En el caso de un sólido elástico e isótropo, las ecuaciones constitutivas toman la forma de la ley generalizada de Hooke [46]. La hipótesis de material isótropo, es adecuada para definir el comportamiento del acero C-45K (Según norma EN-10083-2) con el que se fabricará la placa vibrante.

Las ecuaciones constitutivas a su vez, no se ven afectadas por las coordenadas de naturaleza curvilínea, por lo que la deformación en la dirección radial ε_r se relaciona con la tensión en la dirección radial σ_r mediante el módulo de Young, E.

$$\varepsilon_r = \frac{\sigma_r}{E} \tag{3.9}$$

La contracción que se produce en la dirección angular θ a consecuencia de la deformación en el eje r, viene definida por la expresión (3.10).

$$\varepsilon_\theta = -v\left(\frac{\sigma_r}{E}\right) \tag{3.10}$$

E y *v* son el módulo de Young y la razón de Poisson, respectivamente. Constantes que caracterizan la ley de comportamiento elástico del material.

En un estado de tensión en el que el material se estira por una tensión en r y θ, las deformaciones resultan de una superposición de efectos, tal que:

$$\varepsilon_r = \frac{1}{E}(\sigma_r - v \cdot \sigma_\theta) \tag{3.11}$$

$$\varepsilon_\theta = \frac{1}{E}(\sigma_r - v \cdot \sigma_r) \tag{3.12}$$

Como consecuencia de la geometría de la placa y el tipo de carga, no existen deformaciones angulares, y por tanto, tampoco existen tensiones de corte en el plano θr. Si se aíslan σ_r y σ_θ (tensiones normales en las direcciones radial y angular, respectivamente) del sistema de ecuaciones formado por (3.11) y (3.12), se obtiene:

$$\sigma_r = \frac{E}{(1-\nu^2)}(\varepsilon_r + \nu \cdot \varepsilon_\theta) \tag{3.13}$$

$$\sigma_\theta = \frac{E}{(1-\nu^2)}(\varepsilon_\theta + \nu \cdot \varepsilon_r) \tag{3.14}$$

Por último, realizando un balance de fuerzas sobre la línea media de un elemento infinitesimal, definido en coordenadas cilíndricas, se determinan las ecuaciones que gobiernan la deflexión de una placa cilíndrica axilsimétrica. Las componentes de la tensión varían de un punto a otro dentro de la placa. Esta variación es gobernada por las condiciones de equilibrio estático y para ello se considera dicho equilibrio sobre un elemento diferencial como el que se muestra en la figura 3.6 sujeto a una distribución de cargas vertical *P(r)*, aplicado sobre la superficie de la placa.

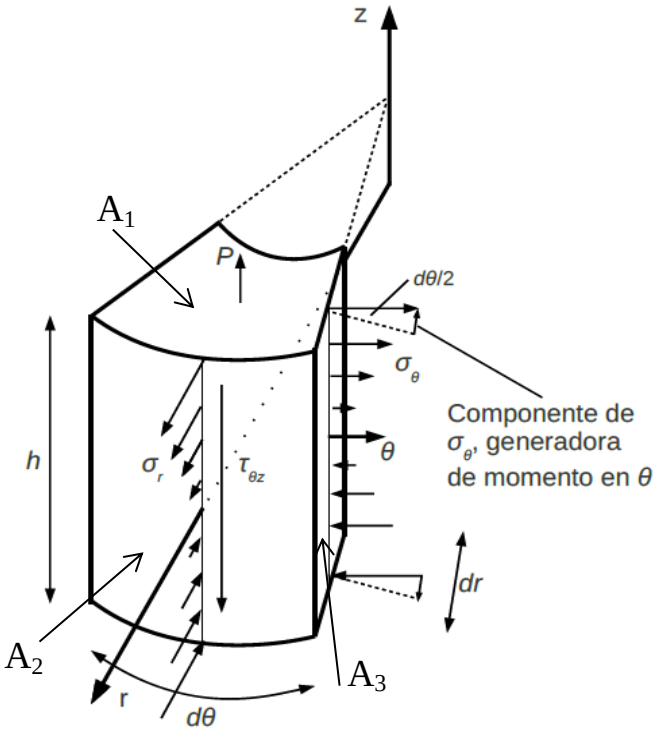


Figura 3.6. Diagrama de tensiones que actúan sobre un elemento diferencial en coordenadas cilíndricas, de una placa circular sometida a una fuerza en el centro

En la deducción de las ecuaciones de equilibrio se aplican las hipótesis de Kirchhoff, que reducen el problema del balance de fuerzas y momentos a dos ecuaciones. Las condiciones de equilibrio estático son: la suma de fuerzas en la dirección *z*, que es igual a la masa del elemento por la aceleración que adquiere este en la dirección *z*, y la suma de los momentos que producen flexión sobre el eje θ, deben ser iguales a cero.

$$\sum F_z = m \cdot a_z$$

Donde las áreas de cada una de las caras del elemento infinitesimal se corresponden con cada una de las siguientes ecuaciones:

$$A_1 = \frac{d\theta}{2}(r + dr)^2 - r^2 = d\theta \cdot r \cdot dr$$

$$A_2 = d\theta \cdot r \cdot dz$$

$$A_3 = dr \cdot dz$$

Para el caso del balance de fuerzas, la condición de equilibrio estático se corresponde con la siguiente expresión, desarrollada hasta obtener la ecuación (3.15), que se corresponde con la sumatoria de fuerzas en el eje *z*.

$$(\tau_{\theta z} \cdot A_2)r - (\tau_{\theta z} \cdot A_2)r + dr + P \cdot A_1 = \rho \cdot A_1 \cdot dz \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial t^2}$$

$$-\frac{\partial(\tau_{\theta z} \cdot A_2)}{\partial r} dr + P \cdot A_1 = \rho \cdot A_1 \cdot dz \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial t^2}$$

$$-\frac{\partial(\tau_{\theta z} \cdot d\theta \cdot r \cdot dz)}{\partial r} dr + P \cdot d\theta \cdot r \cdot dr = \rho \cdot d\theta \cdot r \cdot dr \cdot dz \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial t^2}$$

$$-\frac{\partial}{\partial r}\left[\int_{\frac{-h}{2}}^{\frac{h}{2}} \tau_{\theta r} \cdot r \cdot dz\right] + P \cdot r = \rho \cdot r \cdot h \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial t^2}$$

$$-\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left[\int_{\frac{-h}{2}}^{\frac{h}{2}} \tau_{\theta r} \cdot r \cdot dz\right] + P = \rho \cdot h \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} \qquad (3.15)$$

La sumatoria de los momentos que producen flexión, sobre el eje θ queda representada por la ecuación (3.16).

$$\sum M_\theta = 0$$

$$-(\sigma_r \cdot A_2 \cdot z)_r + (\sigma_r \cdot A_2 \cdot z)_{r+dr} + \tau_{\theta r} \cdot A_2 \cdot \frac{dr}{2} - \sigma_\theta \cdot d\theta \cdot A_3 \cdot z = 0$$

$$\frac{\partial(\sigma_r \cdot A_2 \cdot z)}{\partial r} dr + \tau_{\theta r} \cdot A_2 \cdot dr - \sigma_\theta \cdot d\theta \cdot A_3 \cdot z = 0$$

$$\frac{\partial(\sigma_r \cdot d\theta \cdot r \cdot dz \cdot z)}{\partial r} dr + \tau_{\theta r} \cdot d\theta \cdot r \cdot dz \cdot dr - \sigma_\theta \cdot d\theta \cdot dr \cdot dz \cdot z = 0$$

$$\frac{\partial}{\partial r}\left[\int_{z=\frac{-h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_r \cdot d\theta \cdot r \cdot dz \cdot z\right] dr + \int_{z=\frac{-h}{2}}^{\frac{h}{2}} \tau_{\theta r} \cdot d\theta \cdot r \cdot dz \cdot dr - \int_{z=\frac{-h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_\theta \cdot d\theta \cdot dr \cdot dz \cdot z = 0$$

$$\frac{\partial}{\partial r}\left[\int_{z=\frac{-h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_r \cdot r \cdot z \cdot dz\right] + \int_{z=\frac{-h}{2}}^{\frac{h}{2}} \tau_{\theta r} \cdot r \cdot dz - \int_{z=\frac{-h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_\theta \cdot z \cdot dz = 0 \qquad (3.16)$$

Remplazando (3.16) en (3.15), se elimina la tensión de corte $\tau_{\theta r}$, y se obtiene la ecuación de equilibrio:

$$-\frac{1}{2}\frac{\partial}{\partial r}\left[\int_{z=\frac{-h}{2}}^{\frac{h}{2}}\sigma_\theta \cdot z \cdot dz - \frac{\partial}{\partial r}\left[\int_{z=\frac{-h}{2}}^{\frac{h}{2}}\sigma_r \cdot r \cdot z \cdot dz - \frac{\partial}{\partial r}\right]\right] + P = \rho \cdot h \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} \qquad (3.17)$$

Sustituyendo a su vez (3.5) en las ecuaciones (3.7), (3.8) se obtiene:

$$\varepsilon_r = -z \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial r^2}$$

$$\varepsilon_\theta = -\frac{z}{r} \cdot \frac{\partial u}{\partial r}$$

Igualmente, si se reemplazan ε_r y ε_θ en las ecuaciones (3.13) y (3.14), se obtendrá:

$$\sigma_r = \frac{E}{1-\nu^2} \cdot z\left(\frac{\partial^2 w}{\partial r^2} + \nu \cdot \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial w}{\partial r}\right)$$

$$\sigma_\theta = \frac{E}{1-\nu^2} \cdot z\left(\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial w}{\partial r} + \nu \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial r^2}\right)$$

Finalmente, si se sustituyen las dos expresiones anteriores en la ecuación de equilibrio (3.17), se obtienen las ecuaciones diferenciales que predicen la deflexión *w* de las placas circulares, en función del radio *r* y del tiempo *t*. Estas ecuaciones (3.18 y 3.19) son la base del modelo a desarrollar.

$$\frac{\partial^4 w_1}{\partial r^4} + \frac{2}{r}\frac{\partial^3 w_1}{\partial r^3} - \frac{1}{r^2}\frac{\partial^2 w_1}{\partial r^2} + \frac{1}{r^3}\frac{\partial w_1}{\partial r} - \frac{P}{K} = \frac{\rho}{K}\frac{\partial^2 w_1}{\partial t^2} \qquad (3.18)$$

$$-\frac{\partial^4 w_2}{\partial r^4} - \frac{2}{r}\frac{\partial^3 w_2}{\partial r^3} + \frac{1}{r^2}\frac{\partial^2 w_2}{\partial r^2} - \frac{1}{r^3}\frac{\partial w_2}{\partial r} + \frac{P}{K} = -\frac{\rho}{K}\frac{\partial^2 w_2}{\partial t^2} \qquad (3.19)$$

Donde *P* es la carga vertical distribuida, y se define por la ecuación (3.20).

$$P = \bar{P} + P_0\, sen\, 2\pi f t \qquad (3.20)$$

y *K* es el módulo de rigidez flexural, definido por (3.21).

$$K = \frac{Eh^3}{12(1-v^2)} \qquad (3.21)$$

Las condiciones de contorno quedan definidas por (3.22).

$$w_1(r = R) = w_2(r = R) = 0\,;$$
$$\frac{\partial w_1}{\partial r}(r = 0) = \frac{\partial w_2}{\partial r}(r = 0) = 0 \qquad (3.22)$$

3.1.3. Modelo de placas acopladas

En el comportamiento global de las placas vibrantes de la herramienta en proceso de diseño, además de la influencia del generador de vibraciones, intervienen otros elementos con igual relevancia. Cuando se comienza a aplicar una fuerza de bruñido en la herramienta, las placas M_1 y M_2 se deforman según la dirección de la fuerza, pero en sentido contrario la una de la otra. La deformación produce una deflexión resultante entre ambas placas, por lo que se debe estudiar la manera en que se acoplan las deformaciones de las mismas.

Para llegar a obtener estos resultados, se hace necesaria la realización de una serie de pasos sucesivos, que nos permitirán ir desglosando el análisis de los elementos hasta llegar a establecer el funcionamiento de todo el sistema.

En primer lugar se aborda el comportamiento estático de una de las placas, en este caso M_1, que es la que se encuentra directamente en contacto con la bola de bruñido. Esto conduce al desarrollo de las soluciones numérica y analítica de dicho problema estático en función de la deformación de la superficie de la placa. Este estudio tiene dos propósitos diferentes. Por un lado, evidenciar a través de dos procedimientos distintos la coincidencia entre ambas soluciones, y en consecuencia, la validación de la solución numérica que se continuará utilizando en el resto del trabajo. Por otro lado, se afrontará el estudio de las características de diseño del juego, que dependerá directamente de los valores de deflexión de M_1, que ya se introdujo con anterioridad.

En segundo lugar, una vez comprobado el correcto funcionamiento de la solución numérica al problema estático, se procede al análisis del problema estacionario con la misma placa en estudio (M_1).

Tras la solución numérica a dicho problema estacionario, se procede al análisis del problema estacionario de deformación de ambas placas (M_1 y M_2) cuando la herramienta

comienza a funcionar. Este problema se resolverá a través de la solución numérica ya probada.

3.1.3.1. Solución al problema estático

Se soluciona el problema estático con el propósito de evaluar la deflexión resultante de las placas producto de una fuerza de bruñido constante. En este problema no se considera la fuerza debido a la vibración superpuesta.

La deflexión estática de las placas es una condición que afecta al diseño de la herramienta. La fuerza de bruñido tiene que producir una deflexión resultante menor que el valor del juego *J*.

A su vez se implementa un software en lenguaje *Lazarus* (figura 3.7) [47], para llegar a una solución que se ha obtenido a través del método de diferencias finitas. Se han utilizado 50 nodos, con un paso de integración de 0,000002 s, lo cual da como resultado un tamaño de malla de 0,54 mm.

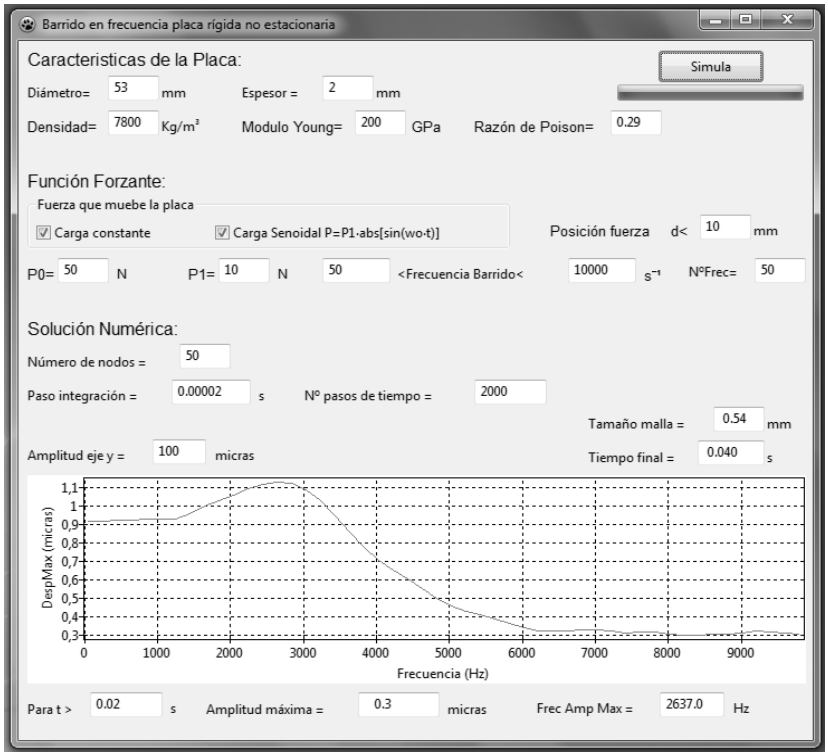


Figura 3.7. Software diseñado para la validación de la solución numérica [47]

La ecuación diferencial para el problema estático de una placa delgada rígida circular (figura 3.8) en el dominio $0 \leq r \leq D/2$ se pueden reducir a la forma de (3.23).

$$\frac{\partial^4 w}{\partial r^4} + \frac{2}{r}\frac{\partial^3 w}{\partial r^3} - \frac{1}{r^2}\frac{\partial^2 w}{\partial r^2} + \frac{1}{r^3}\frac{\partial w}{\partial r} = \frac{P}{K} \tag{3.23}$$

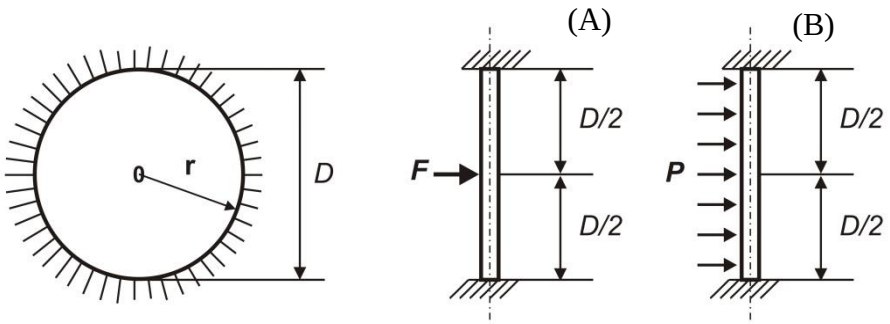


Figura 3.8. Representación esquemática de la deflexión de una placa rígida delgada sometida a una fuerza P, (A) Aplicada en el centro, (B) Distribuida sobre la placa

En la tabla 3.2, se muestran las soluciones analíticas a la ecuación (3.23), para dos condiciones de carga, una carga distribuida en forma homogénea sobre toda la placa y una carga puntual sobre el centro de la placa.

Tabla 3.2. Soluciones analíticas a la ecuación (3.23)

Carga *P*	**Ecuación solución**	
Distribuida en forma homogénea sobre toda la placa	$w_{máx} = \frac{PD^4}{1024\mathrm{K}}\left(\frac{5+v}{1+v}\right)$	(3.24)
En forma puntual sobre el centro de la placa	$w_{máx} = \frac{FD^2}{64\pi\mathrm{K}}$	(3.25)

Donde $w_{máx}$ es la deflexión máxima correspondiente al centro de la placa.

En la figura 3.9 se pueden ver graficados los resultados de las soluciones numérica y analítica para los dos casos anteriormente mencionados: distribución en forma homogénea y carga puntual, para los datos de la tabla 3.3. De esta forma se pueden comparar los valores obtenidos con ambas soluciones, apreciándose la diferencia más crítica en el valor de $w_{máx}$.

Tabla 3.3. Valores adoptados en el gráfico de la figura 3.9, para las variables de las ecuaciones (3.24) y (3.25)

F (N)	15
P (MPa)	0,0011
E (GPa)	200
v	0,29
D (mm)	53
h (mm)	1
K (N-m)	0,49

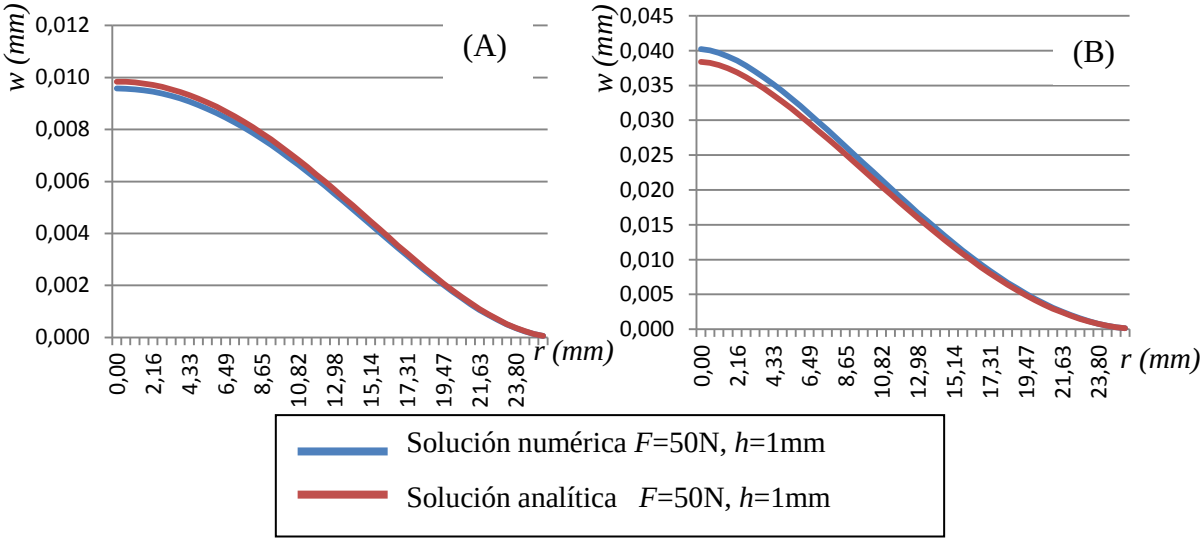


Figura 3.9. Representación gráfica de la comparación entre las soluciones numérica y analítica de (A)-(3.24) y (B)-(3.25)

En la gráfica de la figura 3.9-(A), se han comparado las soluciones analítica y numérica para una carga distribuida sobre toda la superficie de la placa. Puede observarse que la coincidencia entre ambas es significativa. El máximo error entre las dos soluciones es del orden del 2,7%.

En la gráfica de la figura 3.9-(B) se comparan ambas soluciones cuando se considera que la carga actúa puntualmente en el centro de la placa. En este caso también se obtienen soluciones muy coincidentes. El máximo error es del 4,5%.

La realización de estos dos análisis, tanto para una carga distribuida sobre toda la superficie de la placa, como para una carga que actúa puntualmente en el centro de la misma, permite demostrar que la solución numérica funciona correctamente en ambos

casos. Una vez que esto ha sido probado, se puede seguir utilizando dicha solución numérica para el resto de los procedimientos que se llevarán a cabo en este trabajo.

Es oportuno mencionar que en el diseño de la herramienta se deberá evaluar la carga distribuida sobre el centro de la placa, ejercida por el cuerpo rígido que conecta a dicha placa con la bola de bruñido, ya que este elemento condicionará la deflexión resultante. Esta será tratada más adelante cuando se solucione el problema estacionario en el que se acoplan la fuerza de bruñido y la que ejerce el campo magnético generado por la bobina de la herramienta.

Una vez probada la herramienta numérica, se procede al estudio y análisis de la deflexión de la placa M_1 (figura 3.10).

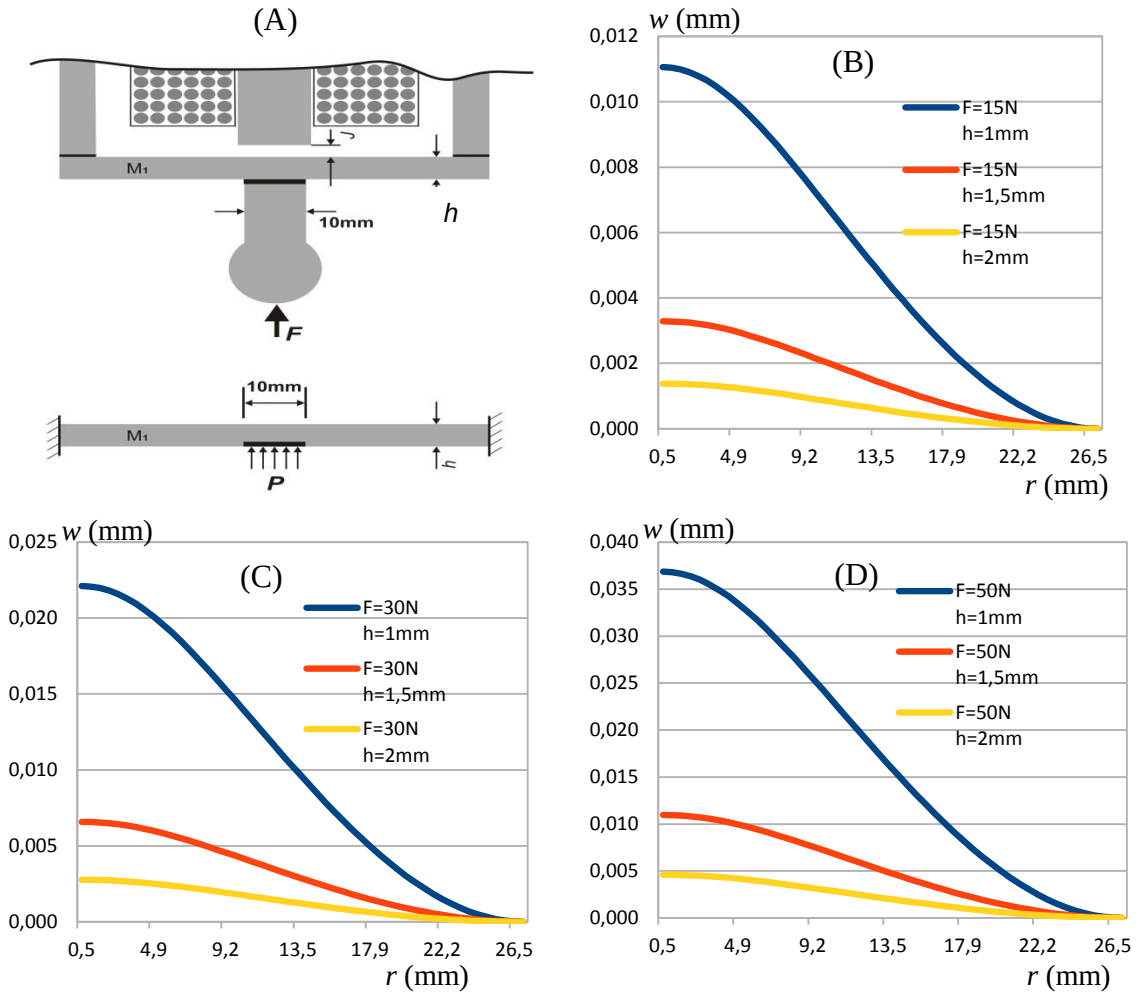


Figura 3.10. Representación gráfica de la deformación de la placa en estudio para diferentes condiciones de fuerza y espesor

Para este nuevo análisis se ha partido de considerar tres espesores diferentes y tres valores de fuerzas: 15, 30 y 50N. Estudios empíricos anteriores utilizan este intervalo de fuerzas para el bruñido con bola [31]. Para las simulaciones se ha vuelto a utilizar el mencionado software, y los resultados de dicho estudio son los reflejados en la figura 3.10. En ella se muestra el esquema de la distribución de las cargas sobre la superficie de la placa, teniendo en cuenta las particularidades de la herramienta que se está estudiando. A modo de comparación, se grafica también la deformación de la misma, para los diferentes estados de cargas y espesores, que se han considerado pertinentes.

En la figura 3.10-(A), se muestra esquemáticamente la parte de la herramienta donde se puede ver la carga distribuida *P* producto de la fuerza de bruñido *F*, las condiciones de fijación de la placa M_1, su espesor *h* y la relación que se establece entre ésta y el resto de los elementos de la herramienta.

En las Figuras 3.10-(B), 3.10-(C) y 3.10-(D), se muestran los gráficos de la deflexión máxima de la placa M_1 para diferentes espesores *h* y valores de fuerza *F*. En estas gráficas se puede observar como la deflexión depende de ambos factores (*F, h*). Se encuentra por ejemplo, que cuando la fuerza aumenta, la placa se deforma proporcionalmente a este incremento. Igualmente cuando los espesores son más pequeños las placas deflectan más.

A manera de resumen se podría decir que para cualquiera de los tres espesores se espera un comportamiento adecuado. Siendo así, es recomendable utilizar el mayor de los tres espesores (2mm), por las ventajas que proporcionaría al proceso de fabricación. A partir de este punto se pasará a desarrollar la solución numérica del problema estacionario.

3.1.3.2 Solución numérica al problema estacionario

El problema en estudio es en verdad dinámico, ya que intervienen fuerzas que van cambiando a medida que transcurre el proceso en el tiempo.

Para el análisis de las frecuencias se ha tenido en cuenta el método de Rayleigh [48]. Este método permite determinar la frecuencia natural fundamental de una placa sometida a vibraciones, basándose en la condición conservativa del sistema vibratorio. Esto es: la energía cinética máxima, $K_{máx}$, ha de ser equivalente a la energía potencial máxima o energía de deformación máxima, $u_{máx}$ (Principio de conservación de la energía). Como

primera aproximación al comportamiento de la herramienta se analiza el problema estacionario de la placa M_1.

$$f = \frac{20{,}66}{\pi D^2}\sqrt{\frac{K}{\rho h}} \tag{3.26}$$

Donde ρ es la densidad del material de la placa.

Para este caso se puede llegar a estimar la frecuencia de resonancia (primer modo de vibración). Para ello se ha vuelto a utilizar el software desarrollado, que resuelve la ecuación (3.26) para distintas frecuencias (figura 3.11).

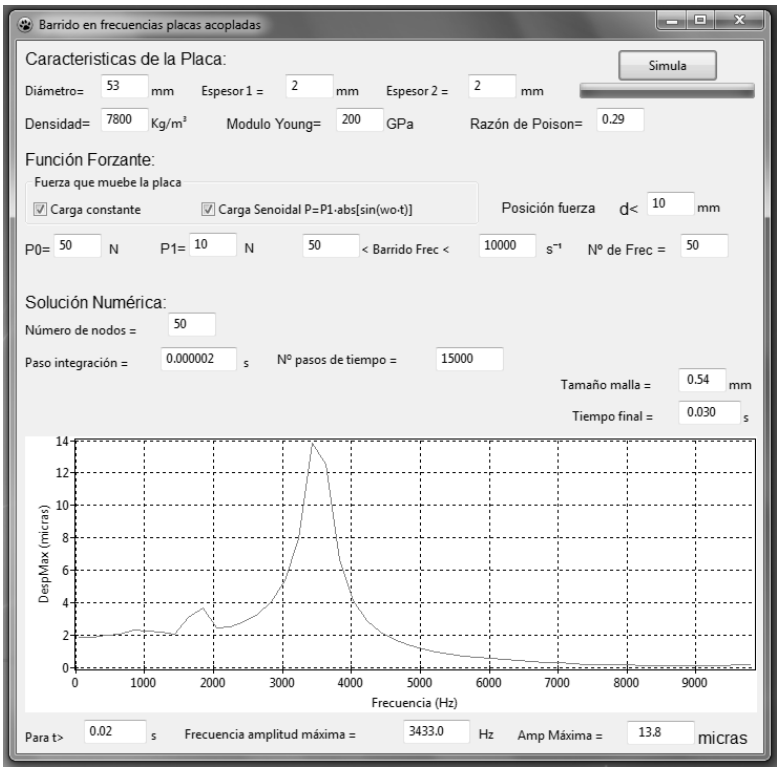


Figura 3.11. Software diseñado para el barrido de frecuencias de las placas acopladas [47]

A partir de aquí, el estudio contempla el comportamiento de la frecuencia natural de vibración de la placa y de la frecuencia de excitación del sistema, definida como la frecuencia del generador sinusoidal. Cabe mencionar que la frecuencia de excitación sinusoidal produce una fuerza de atracción, con una frecuencia equivalente al doble de dicha frecuencia de excitación.

Por esta razón, los resultados que se aprecian en las gráficas de la figura 3.12 son en realidad equivalentes a la mitad de los que se obtienen calculados con (3.26) ya que se corresponden con la frecuencia de un semi-ciclo de vibración de la placa. El análisis se ha realizado para los tres espesores en estudio.

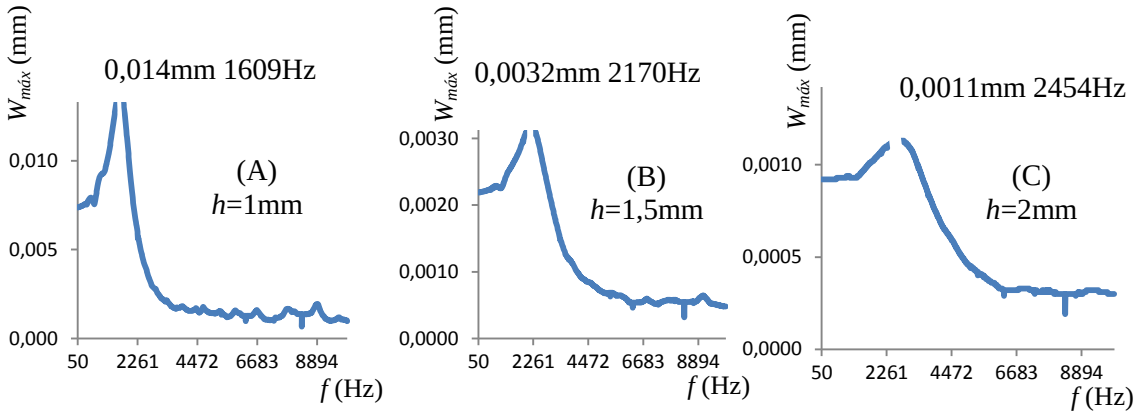


Figura 3.12. Barrido de la frecuencia de excitación sinusoidal de la placa M_1, para diferentes espesores

A partir de este momento, los resultados son únicamente obtenidos a través de las soluciones numéricas. El software desarrollado permite simular el comportamiento de las placas por separado y acopladas.

En el experimento que se describe a continuación, se han estudiado las placas con los espesores extremos utilizados a lo largo de este estudio: 1 mm y 2 mm. Para ello se han simulado tres situaciones diferentes:

- Una herramienta conformada por dos placas de 1 mm
- Una herramienta conformada por dos placas de 2 mm
- Una herramienta conformada por una placa de 2 mm y otra de 1 mm

En los gráficos de la figura 3.13 se muestra un barrido de la frecuencia de excitación sinusoidal, para el problema de la vibración de las dos placas acopladas.

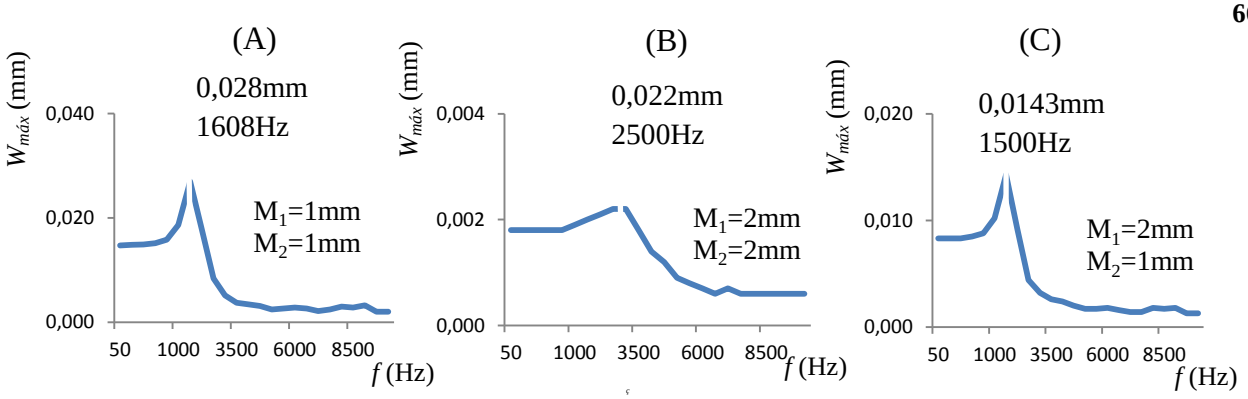


Figura 3.13. Barrido de frecuencias de la vibración de las dos placas acopladas para varios espesores

A partir de estos análisis realizados, que permiten demostrar que se han podido caracterizar las placas implicadas en el diseño de la herramienta, gracias a la obtención de una solución numérica fidedigna capaz de predecir los valores de deflexión que sufren las placas y a partir de ellos poder optimizar los diferentes parámetros básicos del diseño: el espesor de las placas, el juego y la frecuencia de trabajo del generador de vibraciones; se propone como configuración para la herramienta un espesor óptimo de ambas placas M_1 y M_2 de 2mm, un juego mayor de 0,02mm y la frecuencia de trabajo de la herramienta del orden de los 2500Hz (frecuencia de excitación sinusoidal que produce la resonancia de la placa).

3.2. Diseño de la herramienta

A partir de todo el análisis conceptual y la caracterización abordada en el apartado anterior, se ha realizado el diseño de un prototipo con vistas a ser utilizado en los ensayos de bruñido con bola, con y sin vibraciones.

En la figura 3.14, se muestra un esquema de la herramienta diseñada, en el que puede observarse que, además de los elementos fundamentales (que ya fueron debidamente estudiados y definidos en el epígrafe 3.1), también están representados el resto de los componentes estructurales y funcionales de la herramienta.

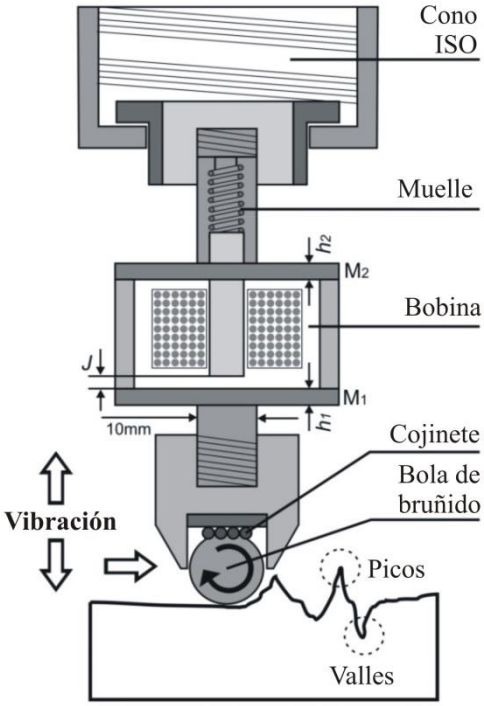


Figura 3.14. Esquema funcional de la herramienta de bruñido diseñada

Como ya se ha mencionado antes, la herramienta se puede instalar con facilidad en un cono ISO en la misma máquina CNC donde la pieza ha sido mecanizada previamente. Esta fijación a las pinzas del cono se realiza a través de la parte superior del cuerpo de la herramienta, que es un cilindro que sirve de alojamiento a un muelle. Dicho muelle, que se pre-tensa en el momento de realizar la calibración de la herramienta, se deforma por el efecto de la vibración, pero garantiza el mantenimiento de una fuerza constante durante todo el proceso. El resorte está unido a un eje que está en contacto con el núcleo de la bobina, que a su vez está protegida por un cilindro cerrado por ambas caras por las placas M_1 y M_2 (ampliamente descritas). Estas placas vibran acopladas en una frecuencia de trabajo predeterminada, transmitiendo esa vibración a la parte inferior de la herramienta, donde está la bola de bruñir. Dicha bola está en contacto con un rodamiento compuesto por siete esferas, que garantiza su movimiento libre. Todos estos elementos trabajan formando parte de un sistema que es capaz de modificar la topografía de la superficie de la pieza de trabajo.

En la figura 3.15 se pueden observar fotos del prototipo fabricado.

Figura 3.15. Fotografías de la herramienta de bruñido

3.2.1. Descripción de los elementos que componen la herramienta

A la hora de diseñar el prototipo se ha tenido en cuenta, en primer lugar, su capacidad para ser utilizado en un buen número de máquinas-herramientas diferentes. Esta intercambiabilidad se ha garantizado montando el cuerpo de la herramienta sobre un cono ISO porta-pinzas estándar para muchas de las fresadoras CNC existentes en el mercado, como ya se ha mencionado con anterioridad.

Para su mejor comprensión, se ha dividido la herramienta en tres bloques funcionales diferentes (Figura 3.16): Elementos para el bruñido, elementos del sistema vibratorio y elementos del sistema de pre-carga de la fuerza de bruñido.

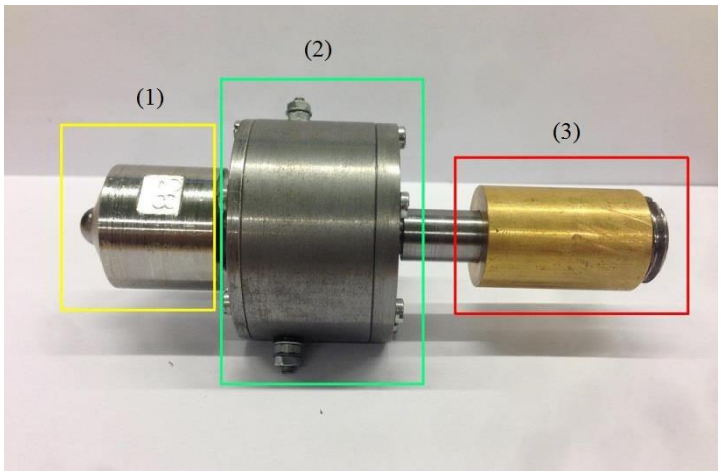


Figura 3.16. Herramienta de bruñido dividida en tres bloques funcionales.
(1) Elementos para el bruñido, (2) Elementos del sistema vibratorio, (3) Elementos del sistema de precarga de la fuerza de bruñido

3.2.1.1. Elementos para el bruñido

El proceso de deformación plástica en frío, lo realiza una bola de 10mm de diámetro, de acero al cromo endurecido (100Cr6), de aproximadamente 57-66HRC. En la figura 3.17 puede observarse como esta pieza va dentro de un casquillo que le sirve de alojamiento, y este a su vez va roscado a un eje solidario con la placa M_1. En el extremo de dicho eje se ha mecanizado una pista en la que se han introducido 7 bolas de 2mm del mismo material, que funcionan como un rodamiento, y que gracias a su geometría, garantizan que la bola de bruñido gire libremente durante todo el proceso, con independencia de la magnitud de la fuerza a la que sea sometida por el resto del sistema.

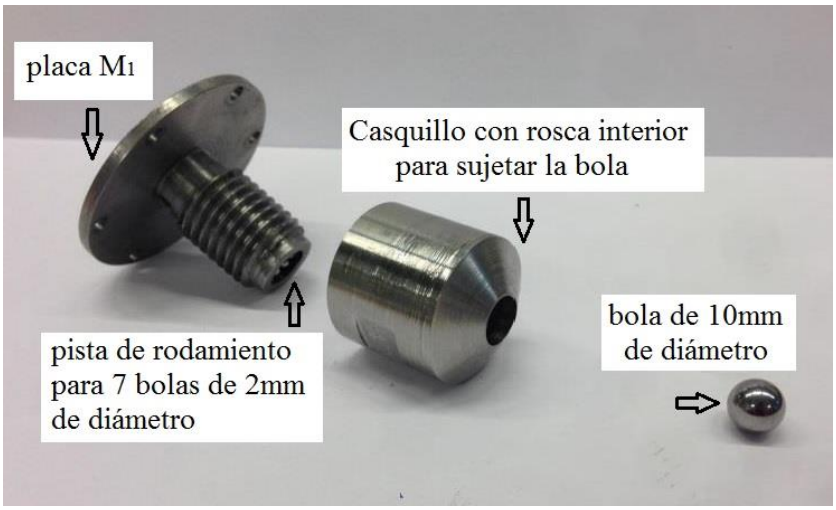


Figura 3.17. Elementos para el bruñido

3.2.1.2. Elementos del sistema vibratorio

Como ya se ha mencionado antes, las vibraciones provienen de la excitación externa de una bobina, que genera un campo magnético capaz de deflectar las placas M_1 y M_2. En la figura 3.18 pueden observarse todos los componentes del sistema: la bobina en sí misma con la estructura cilíndrica que la protege, y las placas que vibran y transmiten su efecto a la punta de la bola bruñidora.

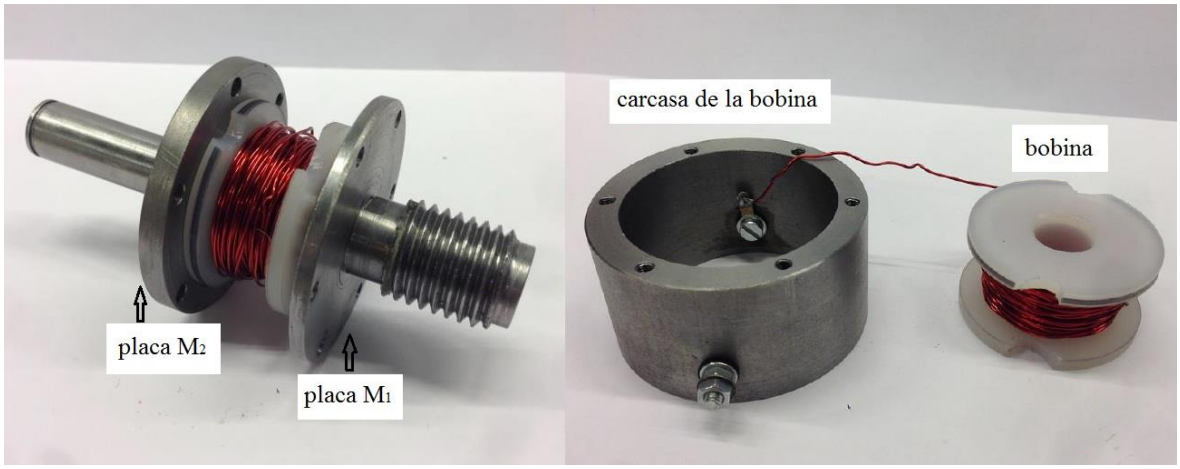


Figura 3.18. Elementos del sistema vibratorio

3.2.1.3. Elementos del sistema de precarga de la fuerza de bruñido

Como ya se ha mencionado en varias oportunidades, toda la herramienta se ha fabricado de acero C-45K (según norma EN-10083-2), a excepción del alojamiento del muelle a través del cual se realiza la precarga de la herramienta, previa calibración (figura 3.19). Esta pieza se ha decidido fabricar de latón CW617N (según norma EN-12165), con el objetivo de minimizar el rozamiento entre el eje de acero que sirve de guía al muelle (para evitar deformaciones laterales indeseadas), y el propio muelle, con las paredes de su alojamiento. Una vez pre-tensado el muelle, calibrada la herramienta y colocada en el cono ISO, todo el sistema se desplaza de manera solidaria, sometido únicamente por la fuerza de bruñido que se haya predeterminado para la operación.

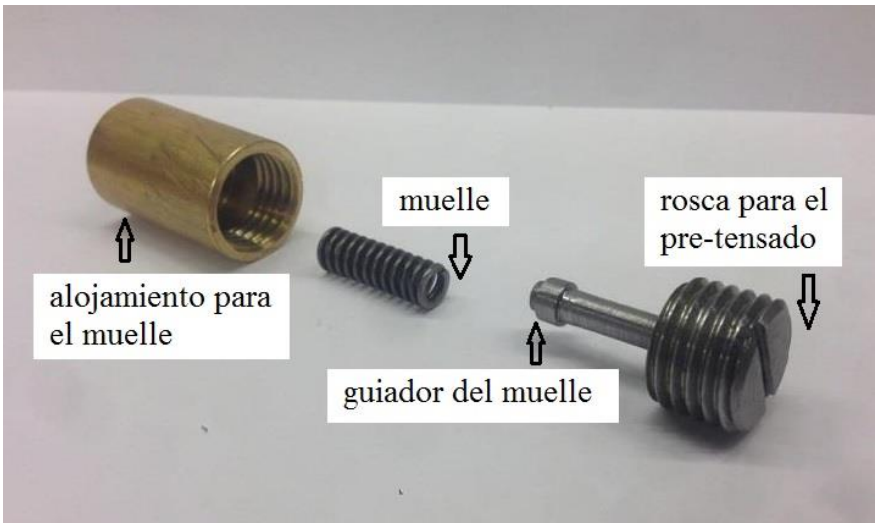


Figura 3.19. Elementos del sistema de precarga de la fuerza de bruñido

Como puede apreciarse, la herramienta es un sistema compacto capaz de realizar las funciones para las que ha sido diseñada. Sin la bobina excitada, puede realizarse un bruñido convencional, igual al que realizan otras herramientas del mercado; en cambio, con el generador de vibraciones, la misma herramienta puede asistir al proceso convencional y ofrecer otro tipo de resultados que serán mostrados en el capítulo correspondiente.

3.2.2. Comprobación experimental de la deflexión de la placa M_1 utilizada en la herramienta

Para comprobar la deflexión relativa real de la placa delgada rígida, con la herramienta en vacío y sometida a la influencia del excitador de la sinusoide, se ha colocado una unidad electrónica de visualización digital de lectura de desplazamientos, fabricada por la casa MARPOSS (figura 3.20), en el punto central del vástago de la herramienta, que es la zona de máximo desplazamiento, para tomar la lectura correspondiente en el momento en el que ambas placas acopladas se encuentran vibrando en torno a los 2500Hz. En el monitor se observa la excitación de la mitad del ciclo sinusoidal (aproximadamente 1250Hz), ya que la magnitud registrada realmente, se corresponde con la deflexión de M_1, en el momento en el que llega a su máximo desplazamiento relativo. Este valor registrado por el instrumento, aporta información sobre la deformación que sufre la placa, lo cual permite hacer una comparación con la simulación previa para contrastar los resultados.

Figura 3.20. Determinación experimental de la deflexión de la placa M_1

Dicha lectura posibilita determinar experimentalmente que la placa diseñada para la herramienta, según las condicionantes del estudio teórico tiene una deflexión relativa

máxima de 0,0012mm, según se puede observar en la figura 3.21. Este valor coincide con los resultados obtenidos en el barrido de frecuencias mostrado en la figura 3.12-(C).

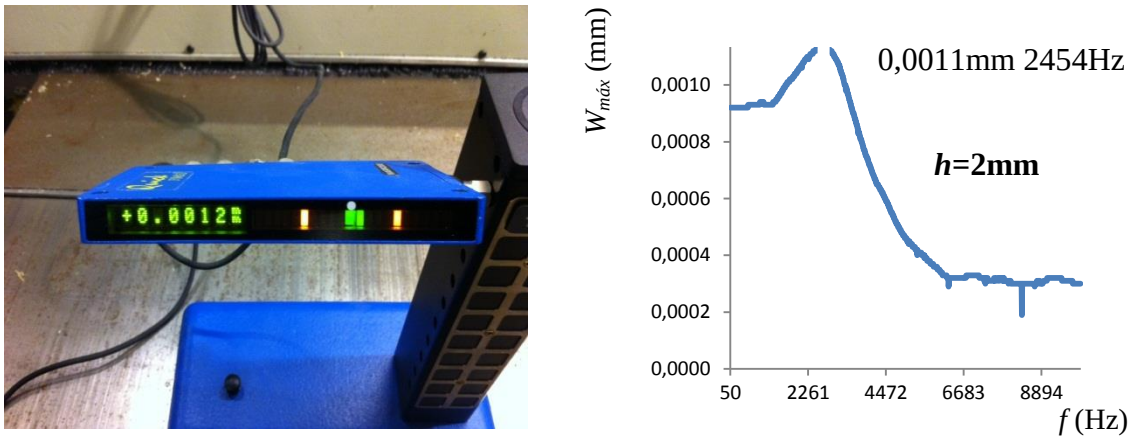


Figura 3.21. Resultados de la medición de la deflexión máxima obtenida a la frecuencia de trabajo de la herramienta de bruñido

Además, se han hecho otras mediciones para diferentes valores de frecuencias (figura 3.22), que ayudan a corroborar los resultados obtenidos en dicho modelo. De esta manera no sólo se comprueba el punto de la deflexión máxima, sino que también se tiene una idea real del comportamiento de la curva de frecuencias, cosa está que le da robustez a todo el estudio previo.

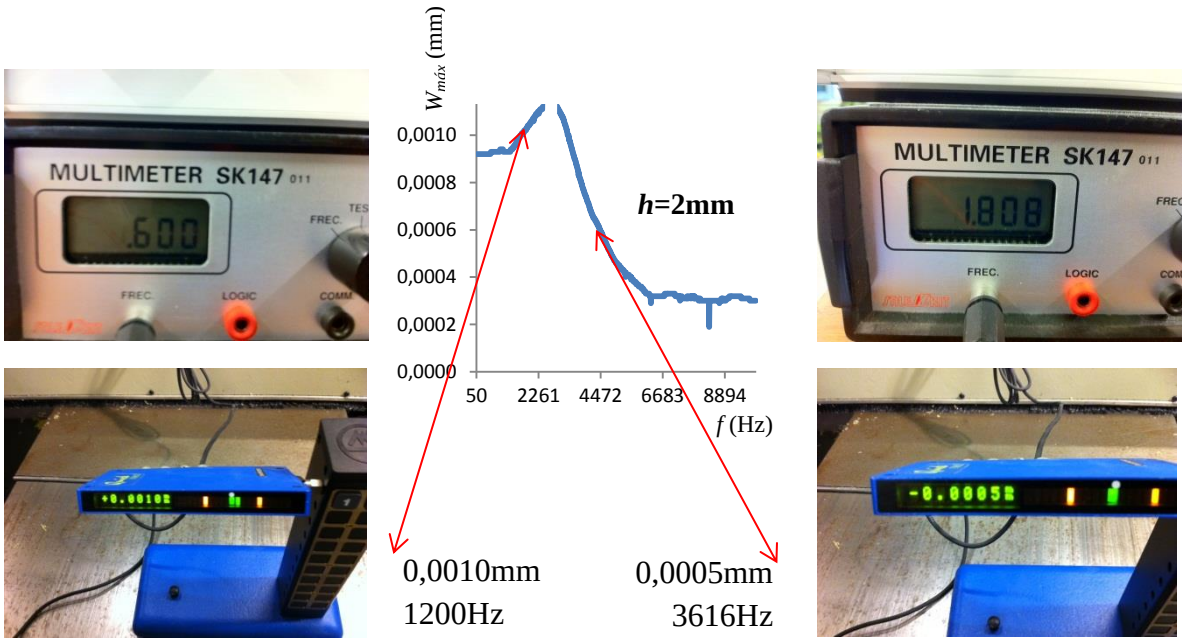


Figura 3.22. Barrido de la frecuencia de excitación sinusoidal de la placa M_1, contrastado con los valores medidos experimentalmente

Concretamente se han escogido dos puntos (tal como se puede ver en la figura 3.22), uno anterior y otro posterior al pico de deflexión máxima, pudiéndose constatar que los resultados también son coherentes.

3.3. Aportaciones de la asistencia de las vibraciones al bruñido convencional

Hasta el momento se ha evaluado cuál es la deflexión máxima que sufren las placas de la herramienta y cómo se comporta dicha deflexión cuando se activa la bobina. También se ha simulado el comportamiento teórico de la herramienta cuando se le aplica una fuerza constante con un cierto valor. Todo esto se ha realizado como si la herramienta trabajara en vacío, es decir, como si no estuviera presionando una superficie para bruñirla.

La asistencia de las vibraciones le aportan al proceso de bruñido, por una parte, un incremento de fuerzas que actúan en beneficio de todo el proceso; y por la otra, la acción de la onda vibratoria, que disipa una energía capaz de facilitar la liberación de las dislocaciones que están ancladas en las capas más externas del material de la pieza, propiciando que éstas se muevan con mayor velocidad.

Este valor adicional, que se traduce en un incremento de la fuerza efectiva aplicada sobre la pieza de trabajo, y que es producto de las vibraciones, tiene una magnitud que puede estimarse. Para el proceso de bruñido asistido por vibraciones, la fuerza total *Ft*, que se ejerce sobre el material, se puede calcular como la suma de la fuerza constante que resulta de la acción directa de la precarga de la herramienta *Fm*, más la fuerza sinusoidal variable en el tiempo producida por las vibraciones *Fv*. A estos dos valores, deberán adicionarse además, las vibraciones debidas al entorno donde está siendo bruñida la pieza η. Entonces, *Ft* puede calcularse según la expresión (3.27).

$$Ft = Fm + Fv(t) + \eta \tag{3.27}$$

La fuerza realizada por la herramienta de bruñido, es aquella ejercida por el muelle de la misma (figura 3.19), y se puede calcular según la ley de Hooke (3.28).

$$Fm = k(x_1 + x_2) + Fo \tag{3.28}$$

Donde *k* es la constante de la herramienta y tiene un valor de 15,22N/mm; x_1 la magnitud que se desplaza dicho muelle cuando se comprime, antes de activarse la bobina, x_2 la variación media que sufre la longitud de la herramienta en el momento en que se activa la bobina y *Fo* la pre-carga del muelle, que en este caso tiene un valor de 52,17N.

En el gráfico de la figura 3.23 se puede observar la curva estática de calibración de la herramienta. En esta curva se trabajará en el intervalo de deformaciones del muelle x_1 entre 0,25 y 3,75mm, donde el comportamiento de la misma es esencialmente lineal. También se puede ver la ecuación que se ajusta a este comportamiento de la herramienta en las circunstancias descritas, y según la forma de la expresión (3.28). En este caso particular x_2=0, ya que la bobina no está en funcionamiento.

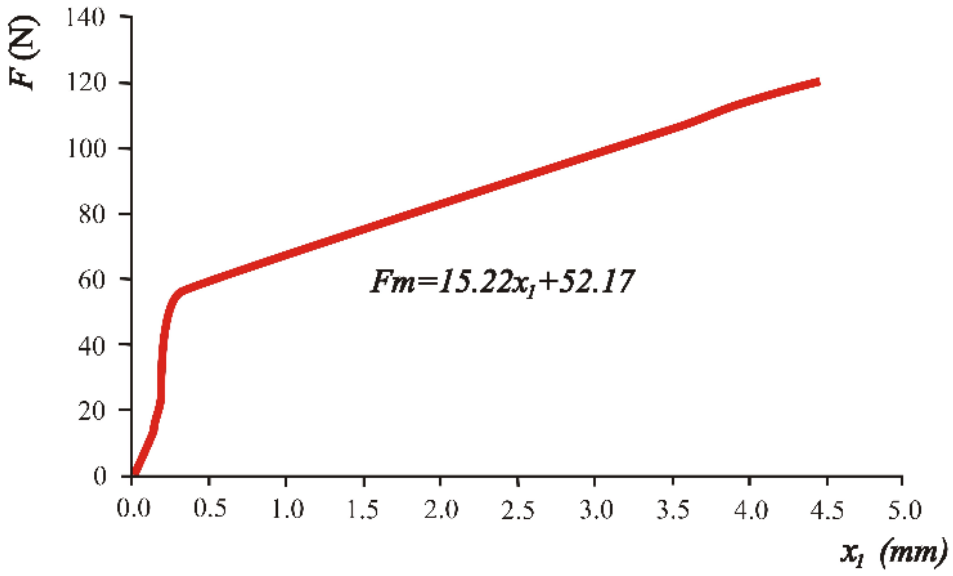


Figura 3.23. Curva de calibración de la herramienta de bruñido

Cuando comienza a actuar la onda producto de la vibración y la herramienta interactúa con la pieza de trabajo, el muelle es también el encargado de absorber los desplazamientos x_3 y generar esta nueva fuerza oscilatoria *Fv*, la cual también es función de la constante del muelle y se puede calcular según la expresión (3.29).

$$Fv = kx_3\ (t) \tag{3.29}$$

Substituyendo (3.28) y (3.29) en (3.27), se obtiene la expresión a través de la cual se podría estimar la fuerza total que se ejerce sobre la pieza durante el proceso de bruñido con bola asistido con vibraciones. El proceso de bruñido convencional, se ajustaría a un caso particular de la ecuación (3.30), donde x_2 y x_3 tienen valor 0.

$$Ft = k[x_1 + x_2 + x_3(\mathrm{t})] + Fo + \eta \tag{3.30}$$

Para medir los parámetros de (3.30) se han realizado diferentes experimentos de bruñido, aplicando la asistencia de las vibraciones y sin ella, y se han medido las fuerzas durante la realización de dichos experimentos, en piezas de los dos materiales en estudio: aluminio A92017 y acero G10380, según norma UNS. Las propiedades de estos materiales, determinadas también experimentalmente, y que resultan de interés para este análisis, se han tomado de [31], y quedan resumidas en la tabla 3.4. Las mediciones de fuerzas se han realizado colocando las piezas sobre una mesa de fuerzas de la casa Kistler, modelo 9257B, la cual monitoriza el proceso en tiempo real y registra los valores de fuerza que se están realizando. La frecuencia de muestreo ha sido de 10kHz y el registro se ha efectuado durante todo el experimento. Los resultados obtenidos pueden verse en la tabla 3.5.

Tabla 3.4. Constantes y propiedades de los materiales determinadas a través de experimentos

Denominación del material	**Densidad ρ (g/cm^3)**	**Módulo de Young *E* (GPa)**	**Tensión límite a corte puro *K* (MPa)**	**Coeficiente de auto-endurecimiento *n* (adimensional)**	**Tensión umbral límite a tracción pura γ (MPa)**	**Módulo de compresibilidad K (GPa)**
Aluminio A92017	2,79	76,1	368	0,260	140	160,09
Acero G10380	7,84	211,8	1117	0,190	416	73,65

Tabla 3.5. Fuerzas medidas para diferentes valores de pre-carga de la herramienta Ft, durante el bruñido convencional y el asistido con vibraciones de piezas de acero y de aluminio

	Acero G10380			**Aluminio A92017**			
x_1(mm)	1,50	2,50	3,10	1,50	2,50	3,10	
***F* (N)** (precarga)	**75**	**90**	**100**	**75**	**90**	**100**	**Estática**
***Ft*$_{med}$ (N) c/v**	**80,63**	**93,20**	**105,10**	**80,08**	**94,87**	**104,11**	**Con vibraciones**
Amplitud media (mm)	6,23	6,76	6,78	8,43	7,56	5,62	
Desviación	4,00	4,43	4,33	6,48	5,92	3,25	
***Ft*$_{med}$ (N) s/v**	**74,72**	**86,38**	**100,50**	**74,81**	**90,22**	**100,04**	**Sin vibraciones**
Amplitud media (mm)	4,17	2,88	2,78	3,90	3,49	3,88	
Desviación	2,81	2,36	1,80	2,70	1,19	2,88	
ΔFv_{media} (N)	**5,91**	**6,82**	**4,60**	**5,27**	**4,65**	**6,07**	**Diferencia**

Para continuar el estudio, se han tomado como ejemplo el bruñido con y sin vibraciones de las piezas de acero a la precarga máxima utilizada. En los gráficos de la figura 3.24, se pueden observar las formas que adoptan las señales utilizadas. Son señales oscilatorias producto de los canales que resultan del fresado previo y además, de la oscilación que provoca la acción de la bobina en el caso del bruñido con vibraciones.

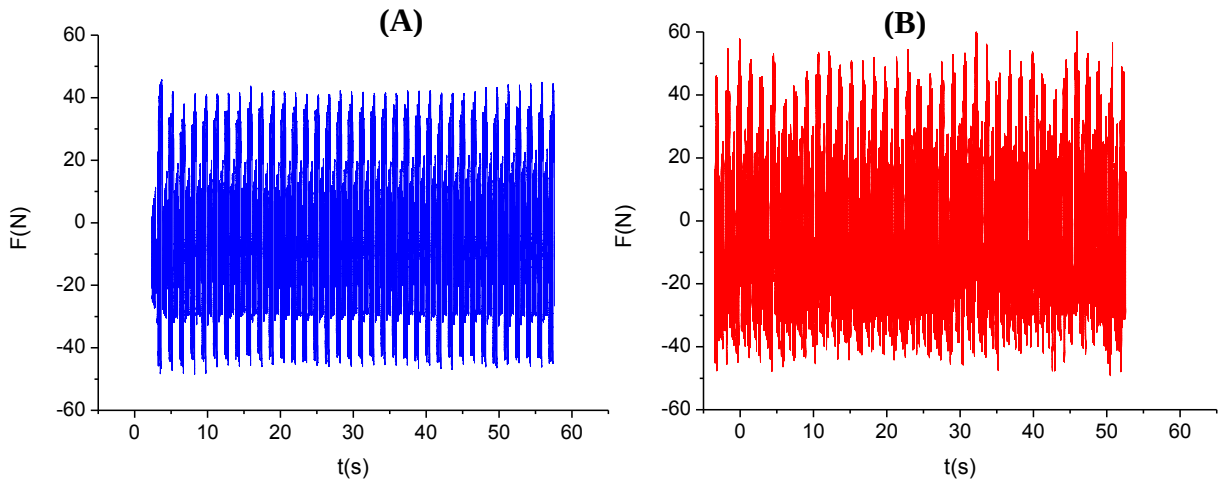


Figura 3.24.Señales de fuerzas medidas respecto a la media, durante el bruñido de una pieza de acero: (A)- convencional, (B)- asistido con vibraciones

Realizando una transformada de Fourier de las señales representadas anteriormente, para llevarlas al espacio frecuencial, se puede obtener el gráfico de la figura 3.25 en el que ambas señales aparecen superpuestas, dejando ver con más claridad las diferencias entre

ellas. Igual que en las gráficas anteriores, la señal de color rojo es la correspondiente al bruñido asistido con vibraciones, mientras que la señal azul se corresponde con el bruñido convencional.

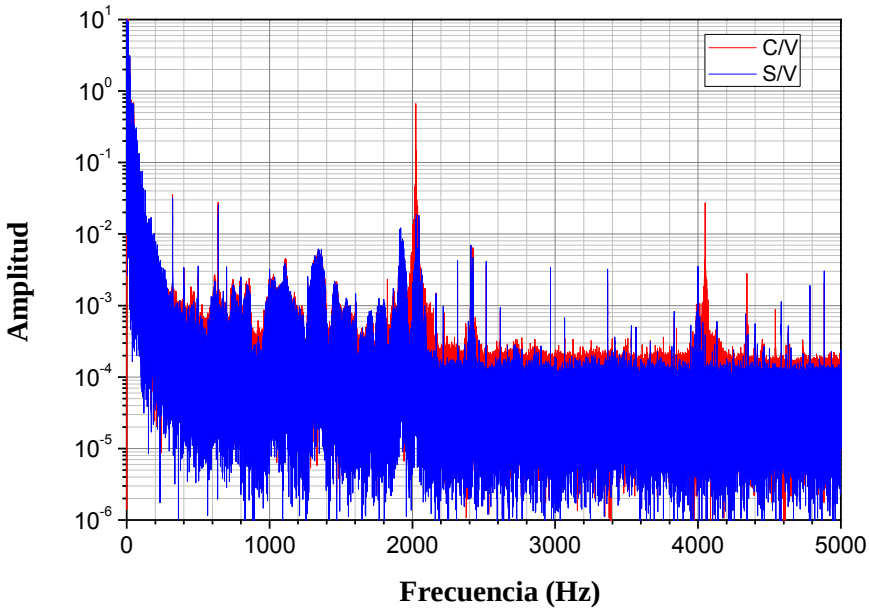


Figura 3.25.Transformada de Fourier de las señales de fuerzas medidas durante el bruñido de una pieza de acero.

Tal como puede observarse en la figura anterior, incluso cuando la diferencia entre las amplitudes de las señales es pequeña, puede notarse como aquella que se corresponde con el proceso de bruñido asistido, muestra picos de frecuencia más altos, algunos de los cuales son diferentes a los de la señal de bruñido convencional. Vale la pena destacar que dicha diferencia radica sobre todo, en un pico que aparece a los 2024,83Hz correspondiente con la frecuencia de trabajo de la bobina y su armónico que aparece a los 4049,66Hz.

Sin embargo, existen también similitudes entre ambas señales. Se puede ver, por ejemplo, que a frecuencias bajas hay una serie de picos que coinciden con las frecuencias propias de los modos de vibración de los diferentes elementos del sistema. En la figura 3.26 se ha ampliado una de las señales para poder identificar los picos fundamentales.

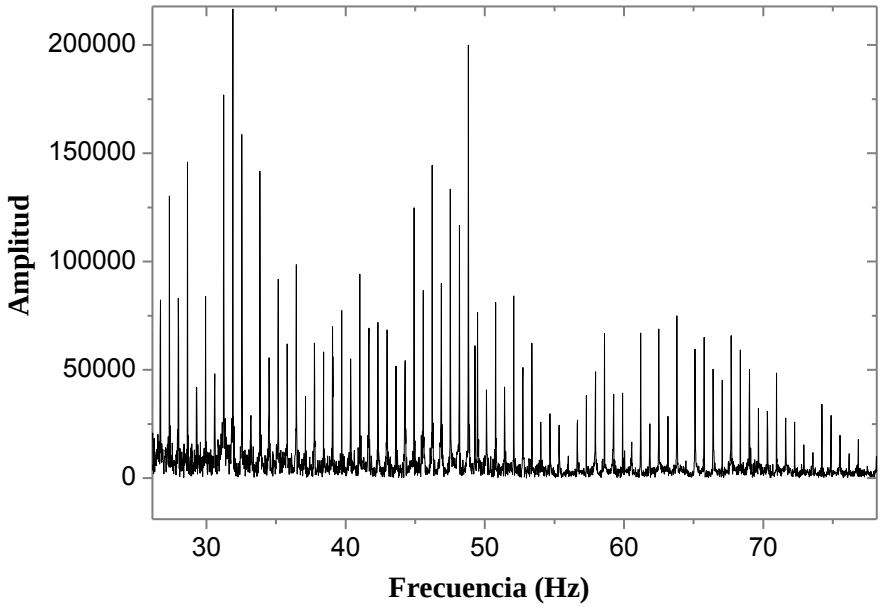


Figura 3.26. Señal de las primeras frecuencias medidas durante el bruñido asistido con vibraciones, de una pieza de acero.

Durante el proceso de bruñido, la herramienta realiza un desplazamiento lineal equivalente a la dimensión que se desea bruñir sobre la pieza, luego hace una pausa pequeña para cambiar de dirección y se desplaza perpendicularmente a la huella, una cierta distancia que se corresponde con el ancho del paso lateral. Todos estos movimientos, que introducen modificaciones en la señal, hacen que se pueda apreciar, aproximadamente cada 15Hz, unos picos que denotan el conjunto de estas variaciones. Al observar la señal con detenimiento podría afirmarse que existe periodicidad en todos estos intervalos. Además, como la herramienta es un resonador, cuando se pone en marcha ocurre una estimulación del sistema, esto explica la presencia de picos más discretos a los que se aprecian a la frecuencia de resonancia, y en consecuencia, su existencia cuando la bobina no está actuando (como es el caso de la señal correspondiente al bruñido sin vibraciones). Como cabe esperar, dichos picos se ven incrementados cuando realmente se excita la bobina. El otro pico importante, que aparece a los 50Hz, es el ruido provocado por la frecuencia de la corriente eléctrica. Vale la pena mencionar que no se están teniendo en cuenta las inercias mecánicas para este análisis.

A partir de estos resultados podría llegarse a la conclusión de que los valores de fuerza que aporta la asistencia de las vibraciones, trabajando a una frecuencia de 2024,83Hz, al proceso de bruñido son relativamente bajos, del orden de los 5N de media, como ya se ha

desglosado en la tabla 3.5. Esto significa que su influencia en las características finales de las piezas bruñidas no será elevada. En el capítulo 4 de esta tesis, donde se valoran las diferencias entre las rugosidades superficiales, las tensiones residuales compresivas aportadas al material y el incremento de micro-durezas en el perfil de las piezas bruñidas de manera convencional y con la asistencia de vibraciones, podrá corroborarse la magnitud real de esta influencia, para los tres fenómenos estudiados.

Una vez evaluado el incremento de fuerzas que provoca la asistencia de las vibraciones al proceso de bruñido, se hace necesario valorar la energía que disipa la herramienta al vibrar a su frecuencia de trabajo.

La energía disipada por la herramienta de bruñido, al igual que la fuerza ejercida por esta, tiene dos componentes fundamentales. Dicha energía se puede aproximar a la energía potencial máxima que entrega el sistema. La primera componente es la que disipa el conjunto de la herramienta sin vibrar y la segunda es la que disipa la onda electromagnética de la bobina de la herramienta cuando está en funcionamiento. Esta energía se puede calcular según (3.31).

$$E_p = \frac{1}{2}k(x_1^2 + x_2^2) + \frac{1}{2}kx_3^2 \tag{3.31}$$

Esto quiere decir que la energía aportada por la vibración de la bobina de la herramienta sería la producida por el desplazamiento x_3 de la misma, cuando esta se activa. Este desplazamiento se puede encontrar restando las amplitudes máximas de los gráficos de las fuerzas medidas en las mismas condiciones cuando el proceso está asistido con vibraciones y cuando el bruñido se realiza de manera convencional.

Al tratarse de una estimación, para determinar las variaciones en los desplazamientos se han considerado los valores de rugosidad media aritmética (R_a) obtenidos, teniendo en cuenta que la única diferenciación entre ellos es el cambio producido por la deformación, y considerando que comparten una línea media idéntica. En realidad R_a sería un buen estimador si no existiera más modificación en la cota de la pieza que aquella generada por la deformación adicional que provoca la asistencia de las vibraciones en función del tiempo.

Tanto los valores de x_3 para cada fuerza de ensayo, como la energía potencial de la vibración Ep_v, correspondiente a la variación de amplitudes calculada, puede observarse en los gráficos de la figuras 3.27 y 3.28.

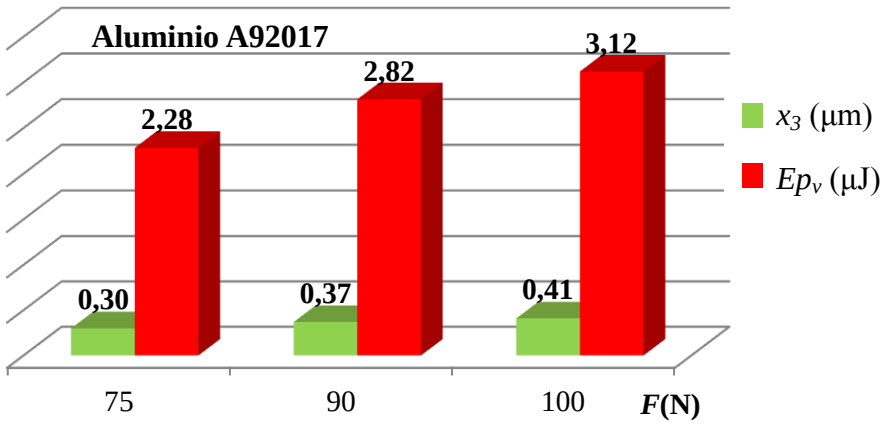


Figura 3.27. Diferencia de amplitudes para el aluminio, entre la señal de bruñido convencional y la señal de bruñido asistido con vibraciones, x_3; aportación de energía de la vibración, Ep_v

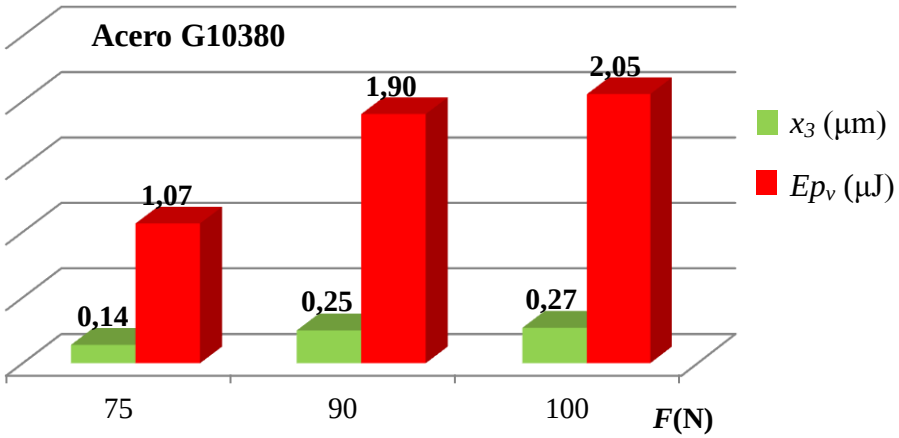


Figura 3.28. Diferencia de amplitudes para el acero, entre la señal de bruñido convencional y la señal de bruñido asistido con vibraciones, x_3; aportación de energía de la vibración, Ep_v

Como se puede apreciar en las gráficas anteriores, la energía que incrementa el hecho de asistir el proceso con una vibración, es dependiente de la fuerza como se ha venido analizando, y su comportamiento es diferente en cada material. En el caso del aluminio (figura 3.27), el valor de x_3 es mayor, por lo que la energía potencial aportada al sistema tiende a ser un poco más alta, mientras que en el caso del acero (figura 3.28), la diferencia de amplitudes es menor, y consecuentemente la energía entregada por la vibración se

reduce. En cualquier caso, la aportación energética general es baja, lo que se traduce en cambios discretos sobre las piezas de trabajo, tal como se podrá comprobar en el siguiente capítulo de esta tesis.

Por otro lado, se debe tener en cuenta que la energía que aporta la herramienta durante el proceso se transmite en un gran porcentaje al material de la pieza que está siendo bruñida:

$$E_{material} \approx E_{herramienta} \tag{3.32}$$

Si se asume ahora que el material se comporta como si fuera un muelle, la energía que recibe el mismo provoca una deformación, según la ecuación 3.33:

$$E_{material} = \frac{1}{2} k_{material} e^2 \tag{3.33}$$

La *k* del material se puede calcular según la expresión (3.34).

$$k_{material} = \mathrm{K} A_c p \tag{3.34}$$

Dónde:

$k_{material}$: Constante de deformación del material

K: Coeficiente de compresibilidad del material (tabla 3.4)

A_c: Área de contacto bola-pieza

p: Profundidad de penetración de la huella

e: Salto (Diferencia dimensional entre las crestas de la superficie fresada y la superficie bruñida, según [31])

A partir de aquí se podría obtener un gráfico de dicho salto, en función del valor de la energía que transmite la herramienta al material (3.35), y se puede tener una idea de cuánto disminuye la rugosidad superficial en una pieza bruñida que recibe una cierta cantidad de energía de la herramienta.

$$e = \sqrt{\frac{2E_{herramienta}}{\mathrm{K} A_c p}} \tag{3.35}$$

Para los materiales trabajados en esta tesis y también para las fuerzas utilizadas, se obtiene el gráfico de la figura 3.29. Los valores del salto (*e*) equivalentes, aparecen resumidos en la tabla 3.6.

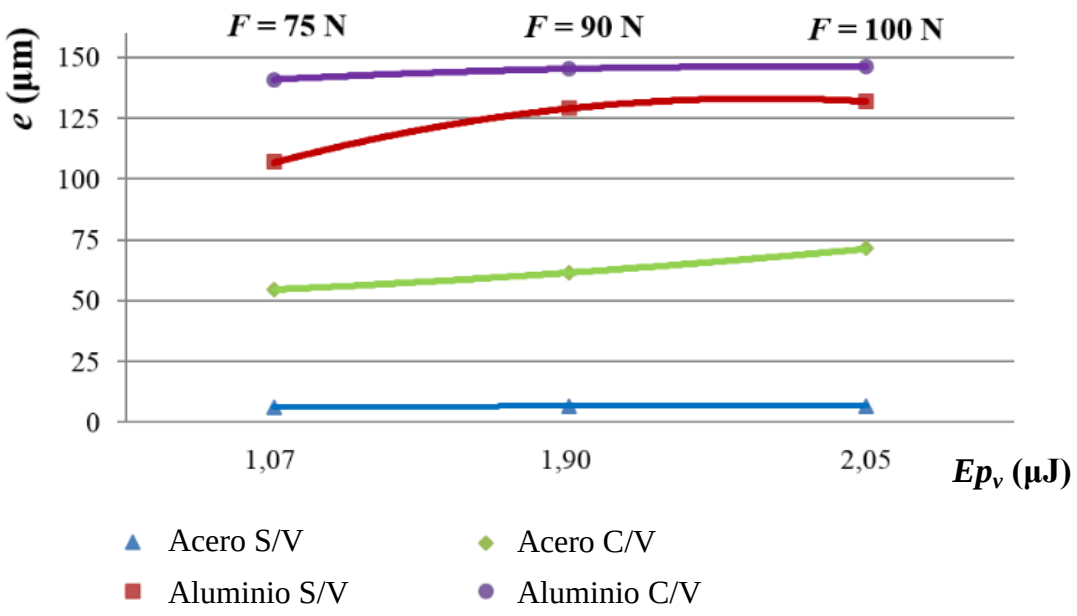


Figura 3.29. Valores que adopta e, en función de la energía aportada por la herramienta para cada una de las fuerzas estudiadas, calculado según la ecuación (3.28)

Tabla 3.6. Valores de e representados en el gráfico 3.29

	Salto, *e* (µm)			
	Ac S/V	**Al S/V**	**Ac C/V**	**Al C/V**
***F*=75N**	6,99	206,68	71,50	145,88
	6,44	156,63	53,01	135,43
	5,20	117,82	45,20	120,02
	4,84	108,07	44,56	119,18
***F*=90N**	6,64	129,00	61,48	145,27
	5,83	116,57	52,34	140,08
	5,60	106,11	45,77	139,54
	5,23	100,50	41,89	139,18
***F*=100N**	6,29	131,83	54,24	141,07
	5,34	113,49	46,70	139,58
	3,94	109,75	42,64	135,09
	6,99	98,88	40,11	131,41

Después de analizar los incrementos de fuerza y aproximar la cantidad de energía adicional que se aporta una vez que se han introducido las vibraciones en el bruñido convencional, es fácil concluir que son necesarias frecuencias de trabajo más altas para que los resultados sean más significativos. Si bien ha quedado demostrado que la asistencia de las vibraciones

incide de manera directa en el sistema, y que dicha asistencia constituye una clara aportación al proceso, en trabajos futuros deberá experimentarse con actuadores que posibiliten trabajar en frecuencias mucho más altas, aumentando así la bondad de los resultados, tal como será oportunamente recomendado.

3.4. Comentarios sobre la eficiencia de la herramienta asistida

Como se ha venido explicando ampliamente, el método utilizado para provocar los movimientos de atracción y repulsión de las placas metálicas que introducen las vibraciones en el sistema, es un campo magnético inducido por la acción de una bobina. Sin embargo, se ha podido comprobar que existen diferencias entre las validaciones realizadas con la herramienta en vacío, y la frecuencia operativa real a la que se encontraba vibrando el sistema mientras se realizaba el bruñido asistido. Concretamente, los análisis de deflexión de las placas indicaban que el primer armónico se encontraba en torno a los 2450Hz en vacío, mientras que la frecuencia real del primer modo de vibración se midió a 2024,83Hz durante el proceso.

Es conocido que el campo magnético depende de la intensidad de la corriente *i*, que circula por el cableado de la bobina y su circuito. Para que aporte la mayor intensidad posible, la bobina forma parte de un circuito *RL*, en el que se encuentran dicha bobina y una resistencia colocada en serie, alimentada por una señal de corriente alterna. Al tratarse de un circuito AC, sus receptores presentan una oposición a la corriente, más allá de la resistencia óhmica, y que es consecuencia de los efectos de los campos magnéticos variables producidos por la bobina, al paso de la propia corriente. Esta oposición adicional, es conocida con el nombre de impedancia *Z* (3.36), y es inversamente proporcional a la intensidad.

$$Z = \frac{V}{i} \tag{3.36}$$

En la presencia de este fenómeno podría estar la causa principal de la disparidad entre los valores de la frecuencia de resonancia de la herramienta, vibrando en las dos condiciones diferentes: en vacío y bruñendo. Para minimizar sus efectos, y corroborar si ésta es la razón fundamental que provoca la diferencia medida, se podría incorporar un condensador en

serie al circuito (*RLC*), cuyas características podrían estimarse a partir de la expresión que permite calcular *Z*, igualando a cero la resistencia del circuito. Una vez obtenida la capacidad necesaria de dicho condensador, la eficiencia del circuito, y por tanto la de la herramienta, deberían mejorar significativamente.

En cualquier caso, a lo largo de este trabajo se analiza el proceso de bruñido con bola asistido con vibraciones, y sus bondades sobre su homólogo convencional, por lo que la optimización de la herramienta podría ser objeto de estudios posteriores.

En este capítulo se han facilitado las ecuaciones diferenciales que predicen el comportamiento de las placas vibrantes, las necesarias para calcular el incremento de fuerza producido por la asistencia de las vibraciones, en función de las fuerzas de bruñido de partida, así como la energía aportada por el sistema y su relación con la pieza de trabajo.

CAPÍTULO 4

Estudio experimental del proceso de bruñido asistido con vibraciones

Una vez diseñada, fabricada y validada la herramienta con la que se realizarán los ensayos de esta tesis, se procede a comparar el comportamiento del bruñido con bola en las dos condiciones (asistido con vibraciones y sin asistencia), con vistas a evaluar sus ventajas y desventajas.

Para ello, con dicha herramienta se han realizado diferentes experimentos que serán descritos a continuación, así como la metodología utilizada en cada caso para la evaluación de los indicadores fundamentales de la calidad de los resultados (variables dependientes) que se han considerado en este estudio:

- la rugosidad superficial tras bruñir,
- la dureza del perfil bruñido,
- las tensiones residuales compresivas introducidas por el bruñido

Se han bruñido dos probetas diferentes de cada material, una en la condición de bruñido convencional, y la otra en la de asistido con vibraciones, manteniendo el resto de los parámetros idénticos, con el objetivo de poder realizar una comparación coherente. Para definir los experimentos a realizar se ha utilizado la técnica de *DOE Response Surface*. En cada epígrafe se presentan los valores obtenidos en las mediciones de cada indicador

evaluado, se comentan los resultados; y por último, se resumen las recomendaciones sobre cada parámetro sometido a estudio.

Los ensayos se realizaron sobre piezas de aluminio A92017 y de acero G10380 (según UNS), como las esquematizadas en la figura 4.1, que han sido previamente mecanizadas en una fresadora CNC. Los parámetros del fresado aparecen en la siguiente tabla.

Tabla 4.1.Parámetro del mecanizado de las piezas de trabajo

Fresa de bola	Ø8mm
Velocidad de corte	3000min^{-1}
Velocidad de alimentación	1380mm/min
Profundidad de corte	0,5mm

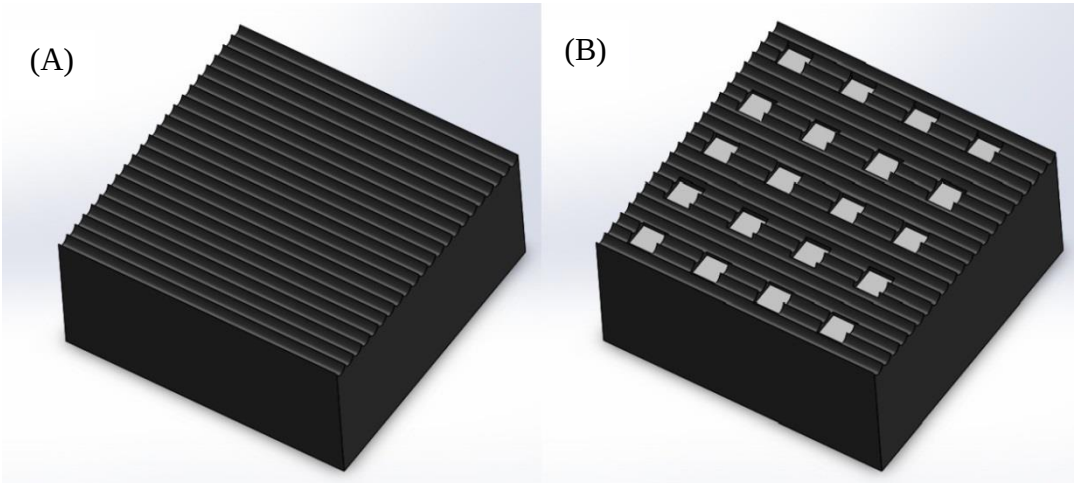


Figura 4.1. Esquema de las piezas utilizadas en el estudio experimental
(A) Probeta fresada, (B) Probeta bruñida

Dicho fresado se ha realizado con pasadas sucesivas paralelas entre sí, con un paso de 2mm. Como ya se ha especificado, se mecanizaron 4 piezas como las de la figura 4.1-(A) (2 de aluminio y 2 de acero), en cada una de las cuales se realizaron las posteriores operaciones de bruñido, según se muestra el esquema de la figura 4.1-(B). En una de las piezas de cada material se realizó el bruñido convencional y en la otra asistido con vibraciones.

Para realizar las operaciones de bruñido se evaluaron tres parámetros de funcionamiento del proceso:

- La fuerza de bruñido, *F*; que está relacionada con la pre-carga con la que se ajusta la herramienta (75-90-100N).
- La velocidad de alimentación de la herramienta de bruñido, *Va* (400-500-600mm/min).
- El número de pasadas, *N* (1-3-5). En el caso de las operaciones realizadas con más de una pasada, éstas siempre son efectuadas encima de la anterior.

Se consideraron como constantes otros parámetros del proceso como son: el ancho de pasada lateral *b*=0,08mm y el diámetro de la bola de 10mm. Para determinar el valor de estos parámetros, también se tomaron en cuenta los resultados recomendados en trabajos anteriores [31].

Con el objetivo de hacer la menor cantidad de pruebas y con el menor coste posible, se diseñó el experimento de bruñido usando técnicas estadísticas. En este caso se evaluaron los parámetros mencionados en el párrafo anterior teniendo en cuenta dos niveles, el mínimo y el máximo y también sus puntos centrales. De este planteamiento resulta un experimento tipo factorial 2^3 que consiste en combinar todas las variables con sus niveles entre sí, para poder evaluar la influencia de las mismas. Esto posibilita que no sea necesario analizar cada parámetro tecnológico del proceso en todas las condiciones posibles. Esta distribución de los parámetros, será muy útil a la hora de determinar la influencia de cada uno de ellos sobre las variables dependientes en estudio, tal como se verá en los siguientes apartados.

Tanto el fresado, como el bruñido posterior, se realizaron en un centro de mecanizado CNC OPTIMAB 900 (SOMAB), facilitado por el *Laboratoire Génie de Production*, de la *École National d'Ingénieurs de Tarbes (Université de Toulouse)*, como el de la figura 4.2. En la condición de bruñido asistido con una vibración, a la herramienta se le acopló el generador de vibraciones que ya ha sido presentado en capítulos anteriores, y que hace vibrar las placas de la misma, de manera acoplada, a una frecuencia de trabajo real, en torno a los 2000Hz, como ha sido definida en el análisis teórico previo al diseño de la herramienta, ya comentado en el capítulo anterior.

Figura 4.2. Centro de mecanizado CNC OPTIMAB 900 (SOMAB)

4.1. PRIMER EXPERIMENTO. Medición de la rugosidad superficial obtenida tras el bruñido en el aluminio A92017

Para evaluar la variación en la calidad superficial de las piezas tras el bruñido, la rugosidad superficial resultante es un buen indicador de apreciación. El estudio de las rugosidades se realizó aprovechando las 20 áreas bruñidas en zonas diferentes de la pieza fresada, como se ha explicado con anterioridad. Este indicador de la calidad de la pieza, se caracterizó a través de la R_a (rugosidad media aritmética) y la R_t (rugosidad máxima total en la longitud de evaluación), ambas obtenidas en dos direcciones: la paralela y la perpendicular a la dirección del avance de la operación de fresado previo. Dicho indicador está definido según normas ISO en la documentación anexa.

En la tabla 4.2 se muestran los resultados obtenidos tras las mediciones con un rugosímetro SURFPAK-SJ V3 de Mitutoyo.

Tabla 4.2.Resultado de las mediciones de R_a y R_t en el aluminio A92017 (μm)

				Sin vibraciones				**Con vibraciones**			
Nº Exp.	***F* (N)**	***Va* (mm/min)**	***N***	$R_a\perp$	$R_t\perp$	$R_a//$	$R_t//$	$R_a\perp$	$R_t\perp$	$R_a//$	$R_t//$
1	100	600	1	1,4010	1,3060	3,8980	4,6065	0,2167	1,1500	3,2080	8,2340
2	90	600	5	0,4687	1,2823	3,8180	15,1625	0,1447	1,1130	3,1323	20,6053
3	100	400	1	1,7010	1,1800	4,2640	10,1930	0,2200	0,8163	3,0180	11,1020
4	90	500	3	0,4817	1,2700	3,0700	12,7310	0,1417	1,5787	1,6730	18,5293
5	90	500	3	0,7917	1,1167	2,8540	2,0870	0,1550	1,2833	1,9343	4,2103
6	90	500	3	0,2973	1,0540	3,7390	2,6640	0,1480	1,7703	2,2193	5,5963
7	75	600	1	1,1800	1,1420	3,9880	10,2550	0,1780	1,3410	3,5687	13,1730
8	100	400	5	0,8593	1,2183	2,1220	6,8975	0,1797	0,8040	1,6157	5,9497
9	100	400	1	0,5683	1,2886	3,8080	4,4160	0,2123	0,9867	3,5777	5,2120
10	90	500	3	1,2207	1,3063	3,4710	14,5317	0,1827	0,8973	2,7510	18,9483
11	100	600	5	0,6953	1,1380	2,6100	0,9940	0,1583	2,0100	0,9143	4,1310
12	90	600	1	1,7360	1,0930	4,3250	4,3720	0,1703	1,4580	4,3117	4,5187
13	100	600	1	0,6827	1,2537	3,8700	15,3300	0,2453	1,1533	3,4483	13,4113
14	75	400	5	0,4613	1,1867	3,5060	4,2943	0,1430	0,5840	2,9397	6,4493
15	75	400	5	0,3967	1,0487	3,0290	7,1530	0,1317	1,1257	2,8300	10,4390
16	75	600	5	0,2957	1,2200	2,8240	7,3827	0,1447	1,0453	2,7593	6,2740
17	75	400	1	0,5893	1,1140	4,3950	9,0330	0,2060	1,6953	3,3413	12,5180
18	100	400	5	1,1640	1,4900	2,2470	10,6825	0,1577	0,8057	2,1130	7,3943
19	100	600	5	0,8060	1,2367	2,6860	9,5487	0,1467	0,7820	1,4653	7,7917
20	90	400	1	1,4727	1,1827	3,8650	12,8410	0,1810	1,0987	4,0267	7,3703
Fresado previo				2,02	7,51	5,68	18,36	2,06	7,62	5,35	19,63

Donde:

- $R_a\perp$ es la rugosidad superficial media, medida en el sentido perpendicular al avance del fresado previo
- $R_t\perp$ es la rugosidad máxima pico-valle, medida en el sentido perpendicular al avance del fresado previo
- $R_a//$ es la rugosidad superficial media, medida en el sentido paralelo al avance del fresado previo
- $R_t//$ es la rugosidad máxima pico-valle, medida en el sentido paralelo al avance del fresado previo

4.1.1. Análisis de los resultados de las mediciones de rugosidad superficial

En la tabla 5.2 se puede observar que el valor de la rugosidad de la superficie mejora en comparación con la rugosidad superficial de la operación de fresado previo en todos los ensayos, como cabía esperar.

En el caso de las piezas bruñidas sin vibraciones R_a mejora en un 40% en las mediciones realizadas en paralelo a la velocidad de alimentación de bruñido y en un 58% en las mediciones perpendiculares. En las probetas que han sido bruñidas con la asistencia de las vibraciones, R_a mejora en un 49% en las mediciones realizadas paralelas al fresado y en un 92% en las mediciones perpendiculares.

Con la rugosidad máxima pico-valle ocurre lo mismo. En las piezas bruñidas sin vibraciones R_t mejora en un 55% en la dirección paralela al fresado y en un 84% aproximadamente en la dirección perpendicular. En las piezas que han sido bruñidas con la asistencia de las vibraciones, R_t mejora en un 85% en la dirección perpendicular y en un 52% en la dirección paralela.

También se puede observar que con el proceso asistido con vibraciones, los resultados de rugosidad total obtenidos son igualmente mejores para todas las condiciones de trabajo estudiadas. En el caso del parámetro $R_a\perp$, la mejora es de un 38% y en el caso de R_a// la mejora es de un 23%, de media. En las mediciones de R_t los valores son más discretos. El fresado previo y el bruñido se han realizado perpendiculares entre sí. Esto explica la diferencia entre los valores de rugosidad obtenidos en las diferentes direcciones medidas.

Después de haber medido y evaluado los resultados de R_a y R_t obtenidos tras el bruñido, es posible obtener ecuaciones para cada una de las condiciones en estudio, que permitan estimar el valor de rugosidad superficial que se debe obtener. Dicha estimación puede realizarse por medio de la siguiente curva de regresión (4.1), cuyos coeficientes tomarán valores diferentes en cada uno de los casos presentados.

$$R_x = \text{Constante}+\text{C1}F+\text{C2}Va+\text{C3}N+\text{C4}FVa+\text{C5}FN+\text{C6}VaN+\text{C7}FVaN \qquad (4.1)$$

Siendo el subíndice *x*, *a* o *t* según sea el caso, resultando R_x ser R_a o R_t.

En la primera de las condiciones $R_a\perp$ sin vibraciones, los coeficientes tomarían los valores de la tabla 5.3, para un R-Sq(adj)[1]=49,98%

[1] **R cuadrado ajustado:** coeficiente estadístico que denota el nivel de ajuste de un modelo a los datos experimentales

Tabla 4.3. Coeficientes de la curva de regresión para $R_a\perp$

Término	Coeficiente
Constante	-11,672400
C1	0,117630
C2	0,032537
C3	0,416900
C4	-0,000298
C5	-0,003305
C6	-0,004412
C7	0,000038

En esta condición, el único valor significativo tras el análisis estadístico ha sido el número de pasadas, por lo que se decide tratar los datos a través de una prueba de significación de la correlación entre ellos (figura 4.3). Todas las pruebas han sido analizadas para un nivel de confianza del 95%.

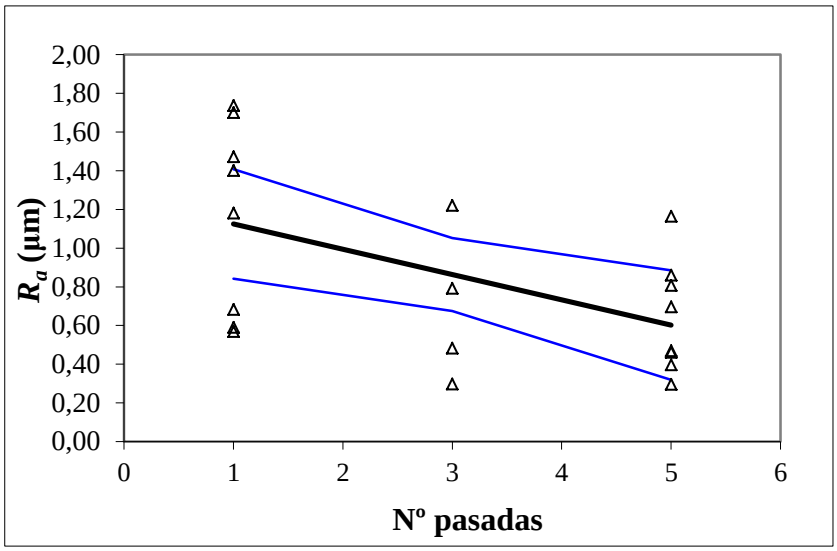


Figura 4.3. Gráfica de regresión lineal e intervalo de confianza para $R_a\perp$ (sin vibraciones)

En este caso, el F de Fisher F1=6,78472, mientras que F2=4,41387. Siendo la condición necesaria para validar la correlación que F1>F2; tal condición se cumple en este experimento. Esto permite corroborar la significación del parámetro *N*, en la condición de rugosidad media aritmética medida en la dirección perpendicular al fresado previo.

En el gráfico de efectos principales de la figura 4.4, puede apreciarse la influencia de cada parámetro sobre los resultados de R_a. Como puede observarse, los valores intermedios de

fuerza y de velocidad son los que mejores resultados arrojan, así como cuando se realizan 5 pasadas de bruñido.

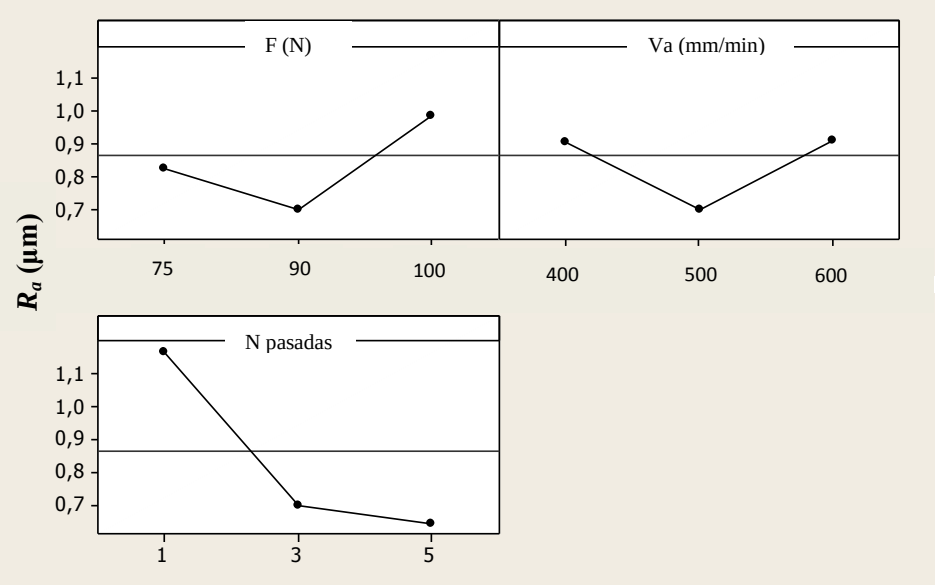


Figura 4.4. Efectos principales de las variables del proceso sobre $R_a \perp$ sin vibraciones

La segunda condición sometida a estudio para el aluminio sin vibraciones es la $R_t \perp$, que para un R-Sq(adj) del 53,31%, se obtienen los coeficientes de la tabla 4.4.

Tabla 4.4. Coeficientes de la curva de regresión para $R_t \perp$

Término	**Coeficiente**
Constante	0,070930
C1	0,009813
C2	0,006013
C3	1,307570
C4	-0,000050
C5	-0,010230
C6	-0,002463
C7	0,000019

En esta condición la fuerza es el parámetro significativo, tal como se puede apreciar en el diagrama de Pareto para efectos estandarizados de la figura 4.5.

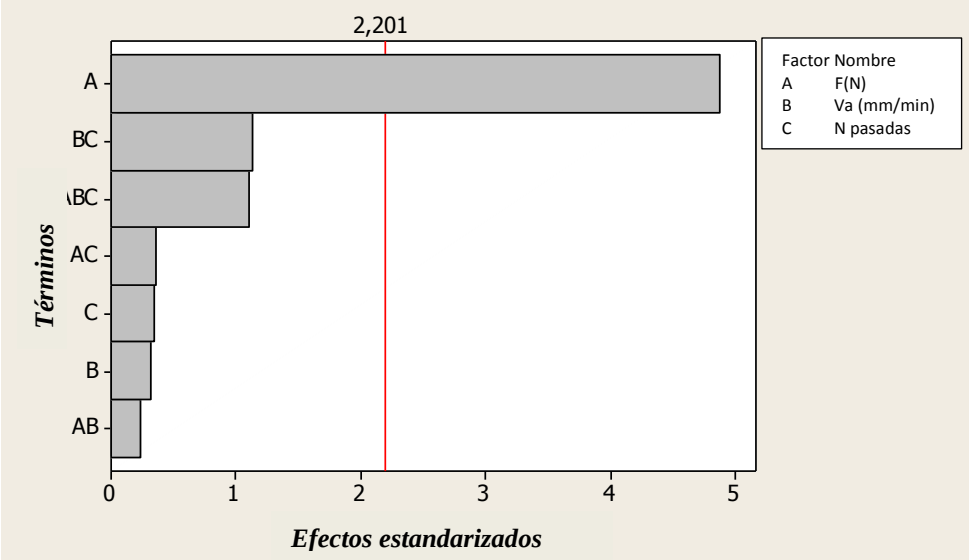


Figura 4.5. Diagrama de Pareto para efectos estandarizados ($R_t \perp$ sin vibraciones)

Nuevamente se realiza la prueba de significación para evaluar la correlación entre los parámetros (figura 4.6); siendo en este caso F1=21,6937 y F2=4,41387, por lo que dicha correlación queda demostrada.

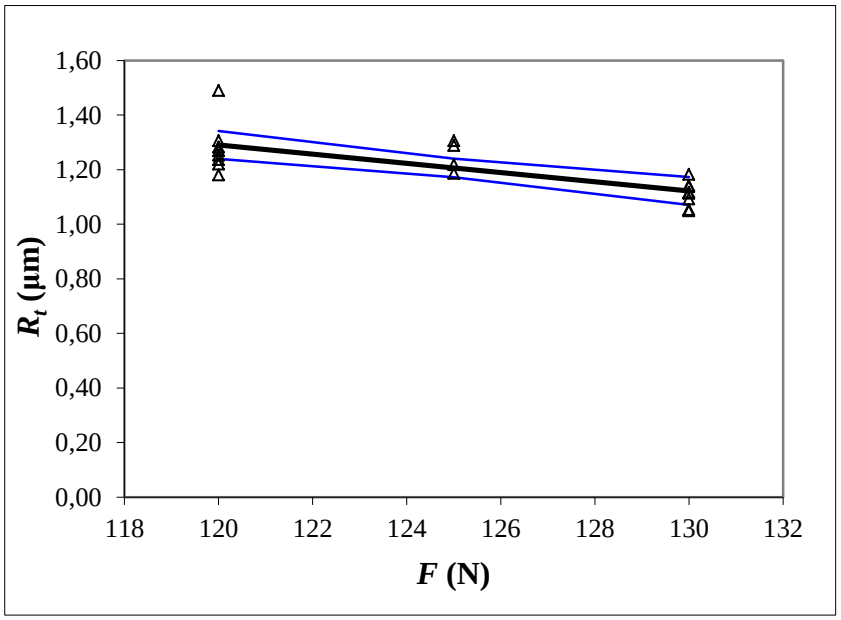


Figura 4.6. Gráfica de regresión lineal e intervalo de confianza para $R_t \perp$ (sin vibraciones)

En la gráfica de la figura 4.7 se muestra el gráfico de los efectos principales sobre R_t de todos los parámetros sometidos a evaluación. Tal como se puede apreciar, en función del comportamiento de la fuerza, la velocidad de avance y el número de pasadas provoca una

mejora de R_t al principio, luego empeora en la condición intermedia, y es óptima para los valores más altos de los tres parámetros.

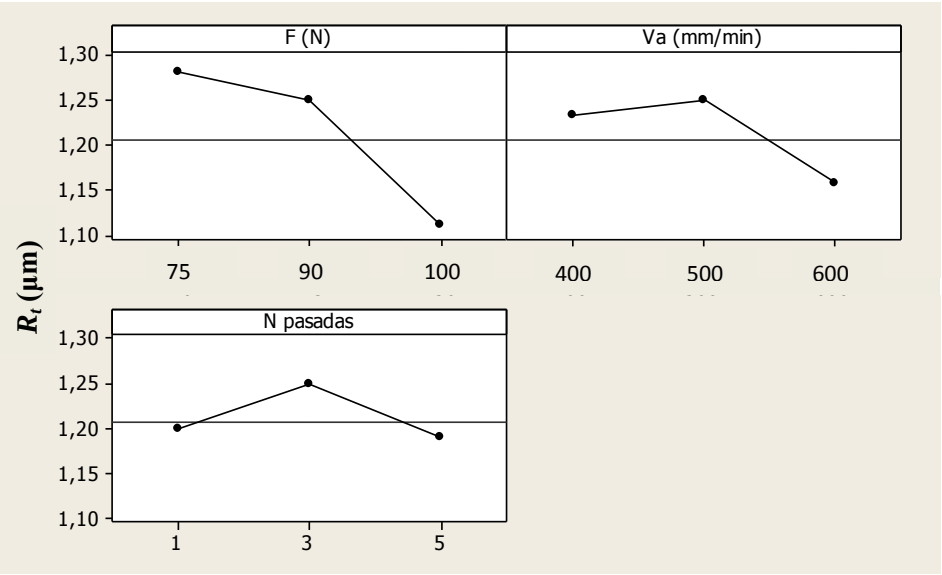


Figura 4.7. Efectos principales de las variables del proceso sobre $R_t \perp$ sin vibraciones

La tercera condición en estudio es la rugosidad superficial media, medida en el sentido paralelo al avance del fresado previo, para la probeta de aluminio bruñida sin vibraciones (R_a//). En este caso, los coeficientes experimentales para un R-Sq(adj) del 77,15% aparecen desglosados en la tabla 4.5.

Tabla 4.5. Coeficientes de la curva de regresión para R_a//

Término	**Coeficiente**
Constante	4,451120
C1	-0,000956
C2	1,524630
C3	-0,017369
C4	4,451120

En el diagrama de Pareto de la figura 4.8 se pueden observar los parámetros que han tenido incidencia sobre los resultados de esta medición. Como se puede apreciar, tanto el número de pasadas como la fuerza son significativos, siendo el primero de los dos el que toma la mayor relevancia. La combinación de ambos parámetros (fuerza-número de pasadas), también parece tener alguna importancia para los resultados de esta condición de estudio.

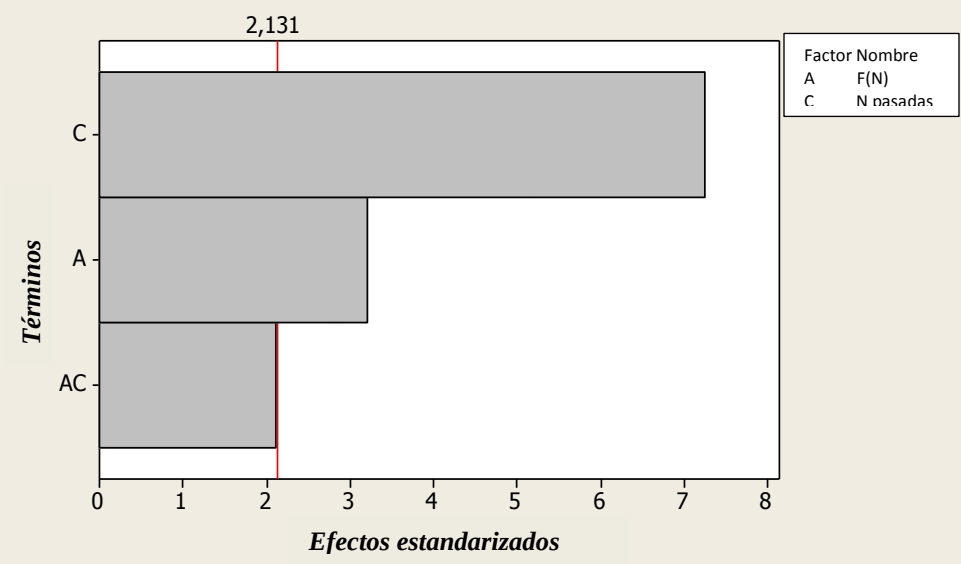


Figura 4.8. Diagrama de Pareto para efectos estandarizados (R_a // sin vibraciones)

La influencia de la variación de los parámetros del proceso para los valores de R_a // obtenidos, pueden observarse en el gráfico de efectos principales de la figura 4.9. Como se puede apreciar, para mayores fuerzas y mayor número de pasadas los resultados mejoran, pero sin embargo, el aumento de la velocidad de avance termina repercutiendo negativamente.

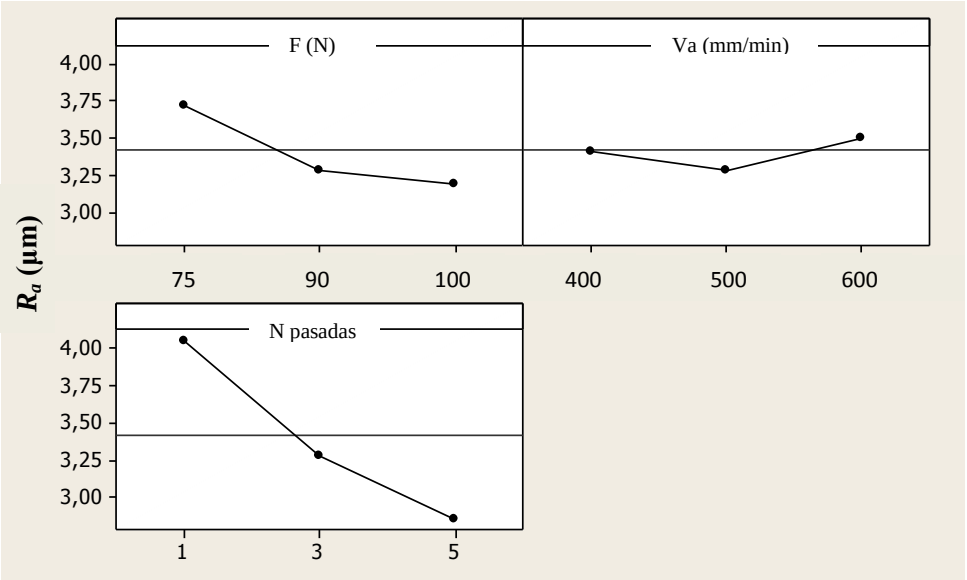


Figura 4.9. Efectos principales de las variables del proceso sobre R_a // sin vibraciones

La otra medición realizada en el sentido paralelo al fresado previo, fue la rugosidad máxima pico-valle, siendo la última de las evaluadas para el aluminio bruñido a través del proceso convencional.

En la tabla 4.6 están plasmados los coeficientes obtenidos para un R-Sq(adj)=91,32%.

Tabla 4.6. Coeficientes de la curva de regresión para R_t //

Término	Coeficiente
Constante	-138,996000
C1	1,251330
C2	0,406378
C3	52,719900
C4	-0,003311
C5	-0,445677
C6	-0,094108
C7	0,000776

A continuación (figura 4.10), se muestra el Diagrama de Pareto para las mediciones realizadas, donde se pueden observar los parámetros significativos.

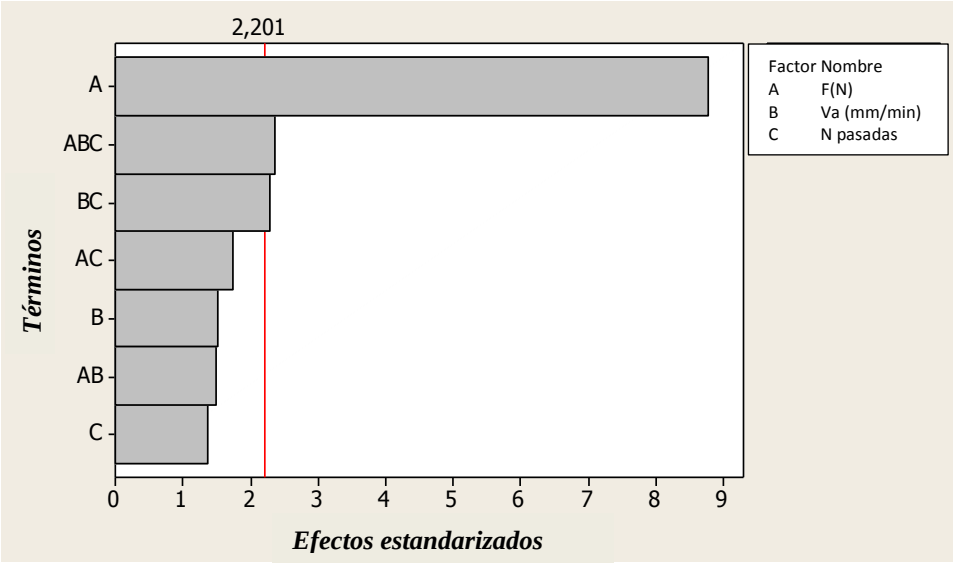


Figura 4.10. Diagrama de Pareto para efectos estandarizados (R_t // sin vibraciones)

En este caso, la mayor relevancia vuelve a tenerla ampliamente la fuerza; sin embargo, tanto la combinación entre los tres parámetros, como la que resulta de velocidad de avance y número de pasadas, también han resultado significativas, aunque con menor notoriedad.

En la figura 4.11 se observan los efectos de todas las variables del proceso sobre la R_t //. Para los tres parámetros, son las condiciones intermedias las que arrojan los resultados óptimos: *F*=90N, *Va*=500mm/min y *N*=3 pasadas.

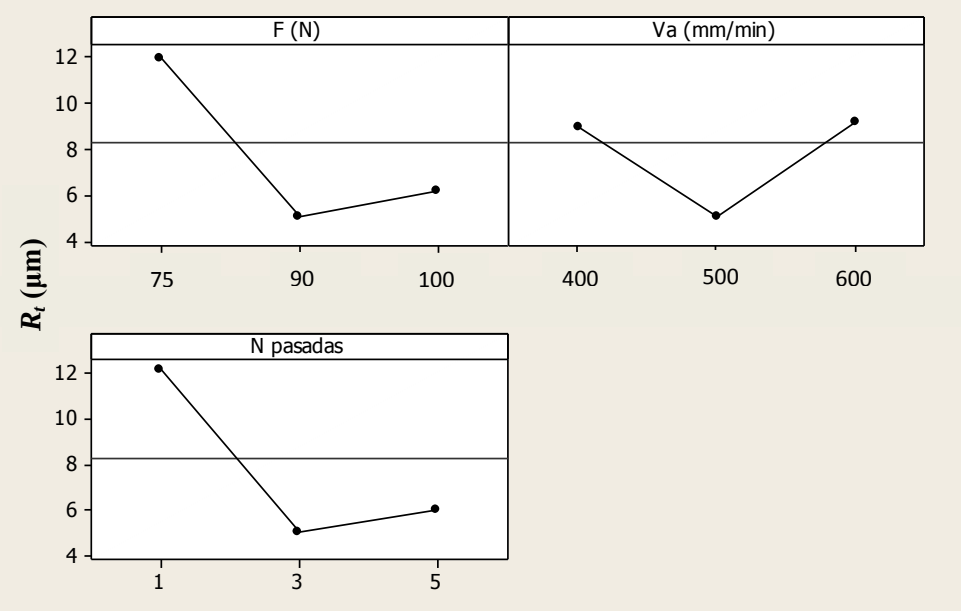


Figura 4.11. Efectos principales de las variables del proceso sobre R_t // sin vibraciones

Una vez evaluados todos los resultados correspondientes a las mediciones realizadas sobre la pieza que ha sido bruñida de manera convencional, se realiza el mismo análisis sobre aquella que ha sido bruñida con la asistencia de las vibraciones, con el objeto de determinar las correlaciones entre los parámetros, su nivel de relevancia y la diferenciación, si la hubiera, con los experimentos de bruñido no asistido.

El primero de los parámetros a evaluar es la rugosidad superficial media, medida en el sentido perpendicular al avance del fresado previo. Los coeficientes correspondientes aparecen en la tabla 4.7 presentada a continuación, con un R-Sq(adj)=80,21%.

Tabla 4.7. Coeficientes de la curva de regresión para $R_a\perp$

Término	**Coeficiente**
Constante	-0,253413
C1	0,004479
C2	0,039738
C3	-0,000504

En el diagrama de Pareto de la figura 4.12, pueden observarse aquellos parámetros cuya influencia ha sido significativa, que en este caso, se corresponden con la fuerza y con el número de pasadas, como ya va siendo habitual en la mayoría de los experimentos.

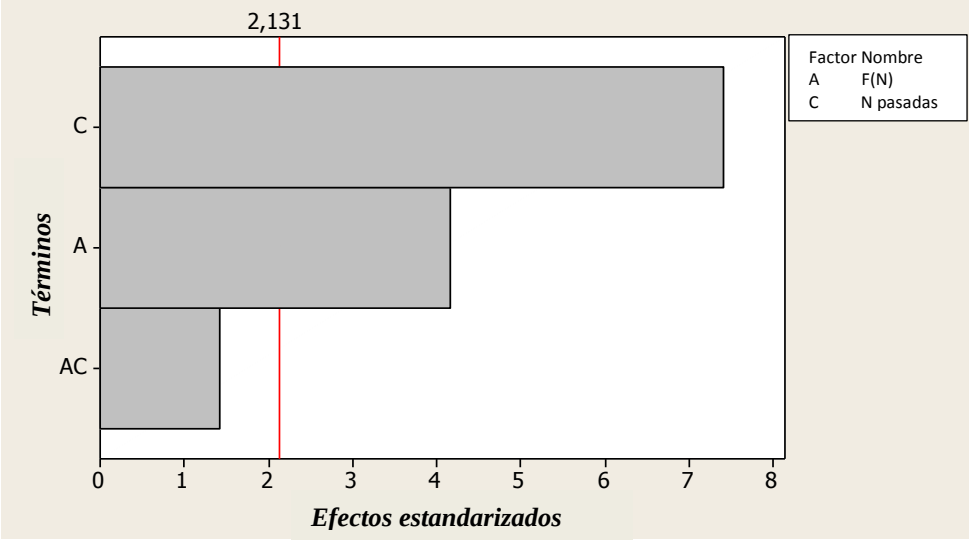


Figura 4.12. Diagrama de Pareto para efectos estandarizados ($R_a\perp$ con vibraciones)

La influencia individual de cada uno de estos parámetros y sus efectos sobre la $R_a\perp$ puede observarse en el gráfico de efectos principales de la figura 4.13, mostrada a continuación.

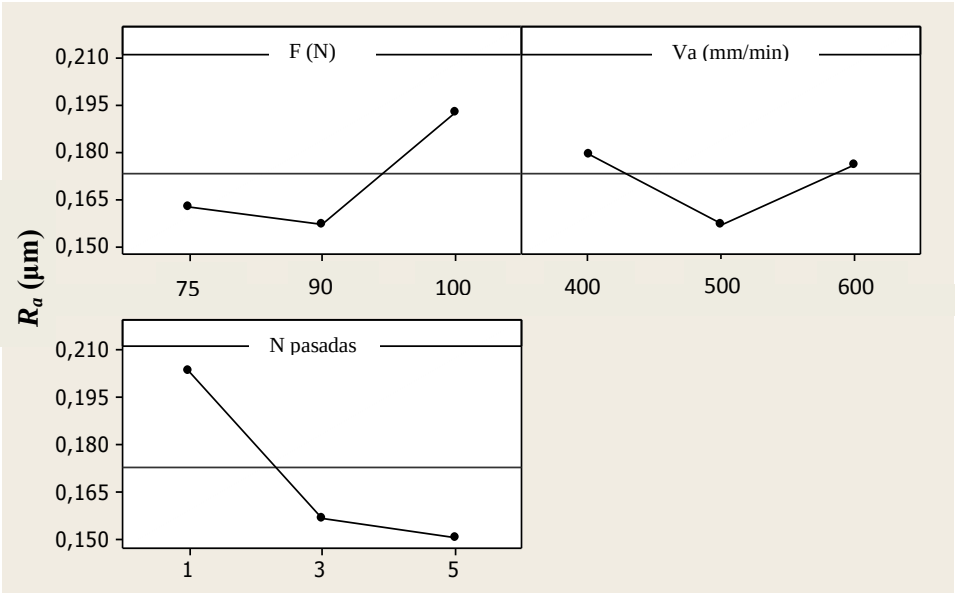


Figura 4.13. Efectos principales de las variables del proceso sobre $R_a\perp$ con vibraciones

Los valores óptimos de $R_a\perp$ se obtienen cuando la fuerza es igual a 90N, la velocidad de avance es de 500mm/min y se realizan cinco pasadas sobre la pieza fresada previamente.

La siguiente evaluación se realiza midiendo la rugosidad total pico-valle, cuando se ha bruñido perpendicularmente al fresado previo. Con un R-Sq(adj)=48,54%. Los valores que toman los coeficientes en este caso, son los que aparecen en la tabla 4.8.

Tabla 4.8. Coeficientes de la curva de regresión para $R_t\perp$

Término	Coeficiente
Constante	-138,996000
C1	1,251330
C2	0,406378
C3	52,719900
C4	-0,003311
C5	-0,445677
C6	-0,094108
C7	0,000776

El diagrama de Pareto de la figura 4.14, muestra la relevancia de los resultados para esta condición. Puede verse que aunque el número de pasadas por un lado, y la fuerza combinada con el número de pasadas por otro, alcanzan valores muy cercanos a la significación, únicamente es el parámetro fuerza el que adquiere relevancia. Para poder demostrar la correlación entre ellos, se realiza la prueba de correlación correspondiente (figura 4.15).

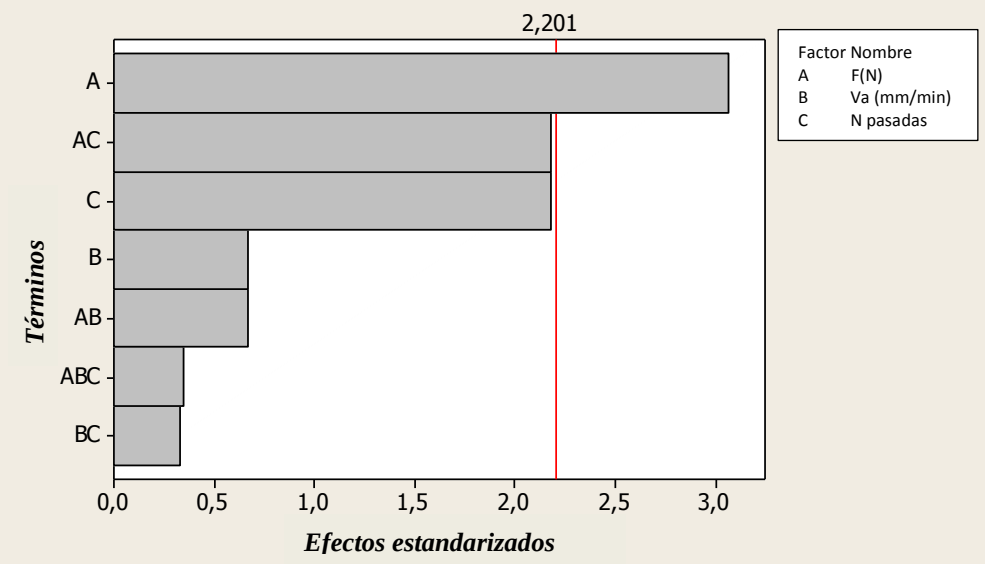


Figura 4.14. Diagrama de Pareto para efectos estandarizados ($R_t\perp$ con vibraciones)

En este caso, el F de Fisher F1=9,8453, mientras que F2= 4,4138. Siendo la condición necesaria para validar la correlación que F1>F2, como ya se ha mencionado. Por tanto, en este experimento se puede corroborar la significación del parámetro fuerza.

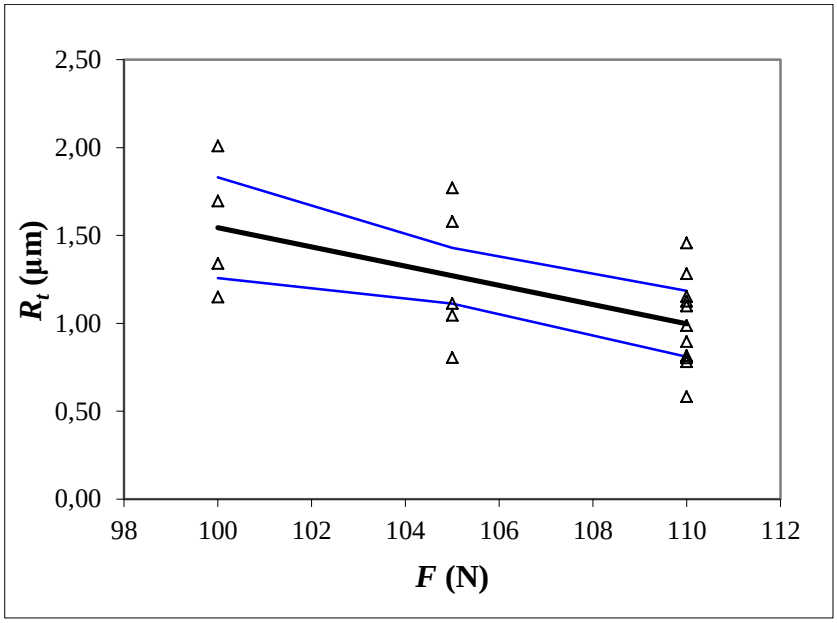


Figura 4.15. Gráfica de regresión lineal e intervalo de confianza para $R_t\perp$ (con vibraciones)

Por último, para esta condición también se han evaluado, a través de un gráfico de efectos principales, la influencia de todos los parámetros del proceso sobre los resultados de $R_t\perp$ (figura 4.16).

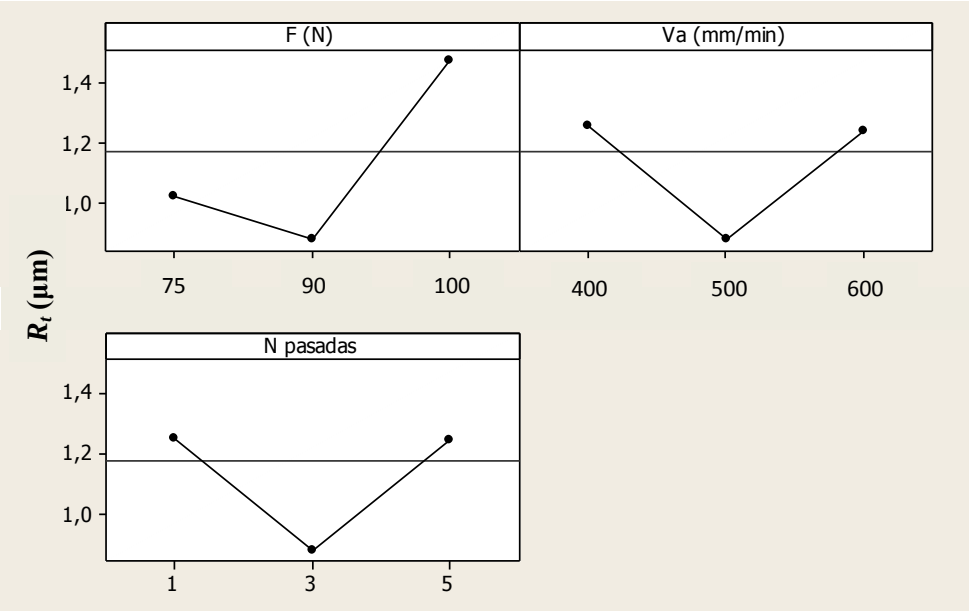


Figura 4.16. Efectos principales de las variables del proceso sobre $R_t\perp$ con vibraciones

Analizando los efectos producidos por cada parámetro, son las condiciones intermedias en todos los casos, las que arrojan los resultados óptimos, tal como puede apreciarse.

El siguiente parámetro evaluado ha sido la rugosidad superficial media, medida en el sentido paralelo al avance del fresado previo. Con un R-Sq(adj)=81,98%, los coeficientes para este caso se han indicado en la tabla 4.9.

Tabla 4.9. Coeficientes de la curva de regresión para R_a //

Término	Coeficiente
Constante	6,804420
C1	-0,027681
C2	1,998680
C3	-0,022229

En la figura 4.17 se muestra el diagrama de Pareto correspondiente a la relevancia de los parámetros en estudio en cuanto a los valores medidos de R_a //.

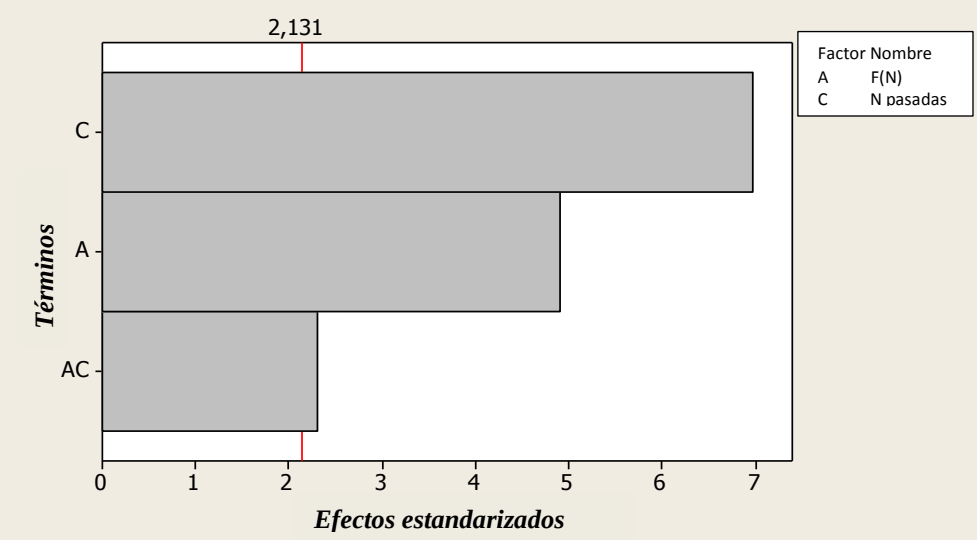


Figura 4.17. Diagrama de Pareto para efectos estandarizados (R_a // con vibraciones)

Como puede apreciarse en la figura, el número de pasadas adquiere la mayor relevancia, seguido de la fuerza. La combinación entre ambos parámetros también ha resultado ser significativa, aunque en menor proporción.

La influencia de todos los parámetros sobre los resultados de R_a medidos cuando el bruñido se ha realizado en paralelo al fresado previo, puede apreciarse en los gráficos de efectos principales de la figura 4.18. Nuevamente son los puntos centrales la combinación de parámetros óptima. En este caso F=90N, Va=500mm/min, N=3 pasadas.

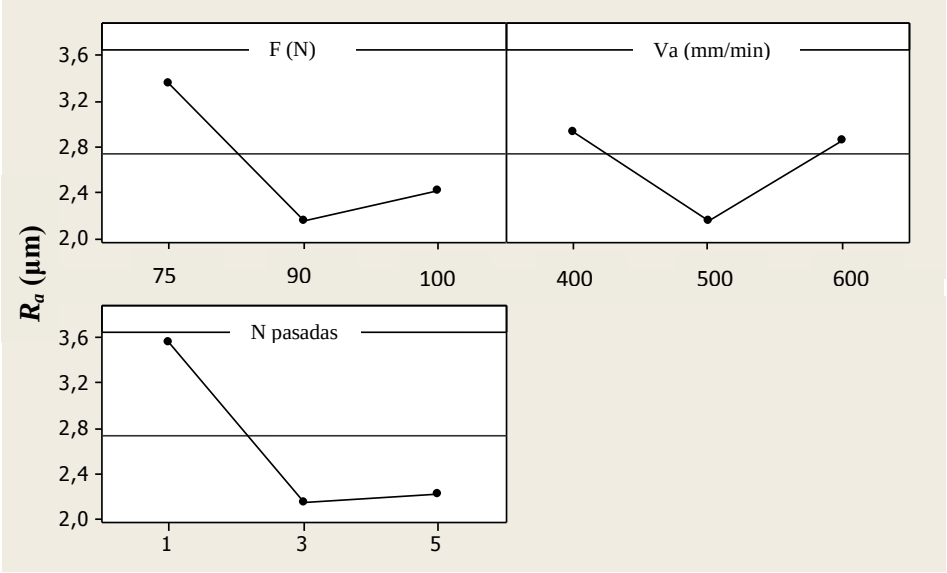


Figura 4.18. Efectos principales de las variables del proceso sobre R_a // con vibraciones

En último lugar se han considerado los resultados obtenidos en la R_t cuando el bruñido asistido con vibraciones se ha realizado en paralelo al fresado previo. Los coeficientes experimentales se tabulan a continuación, con un R-Sq(adj)=80,30%.

Tabla 4.10. Coeficientes de la curva de regresión para R_t //

Término	**Coeficiente**
Constante	244,840000
C1	-1,812430
C2	-0,260269
C3	-50,537800
C4	0,002052
C5	0,378250
C6	0,075377
C7	-0,000583

Las variables significativas pueden apreciarse en el diagrama de Pareto de la figura 4.19. De los resultados puede deducirse que la fuerza es el único parámetro relevante, por lo que se realiza la correspondiente prueba de correlación para ver la robustez de la significación de dicho parámetro (figura 4.20). En este caso F1= 27,1028 y F2= 4,4138. Siendo por tanto, F1>F2, puede afirmarse que la correlación es alta para este caso.

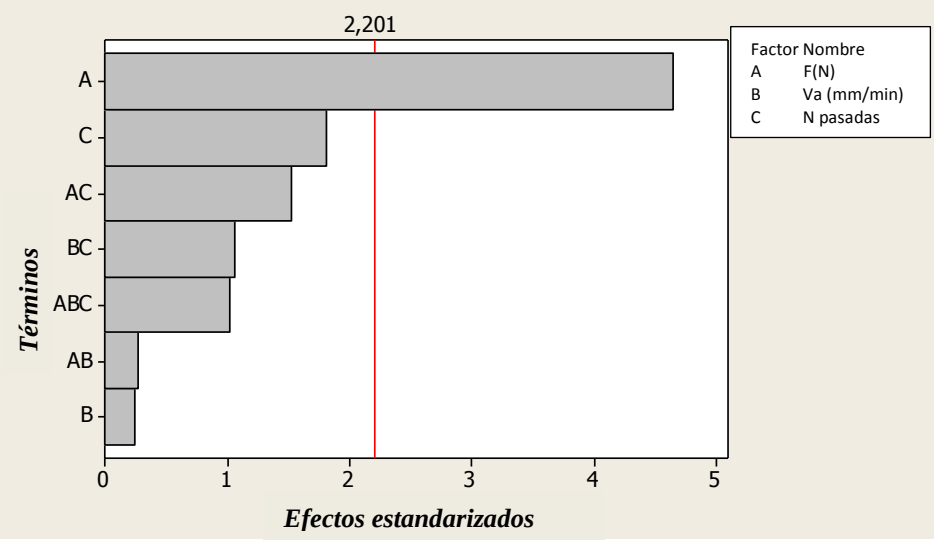


Figura 4.19. Diagrama de Pareto para efectos estandarizados (R_t // con vibraciones)

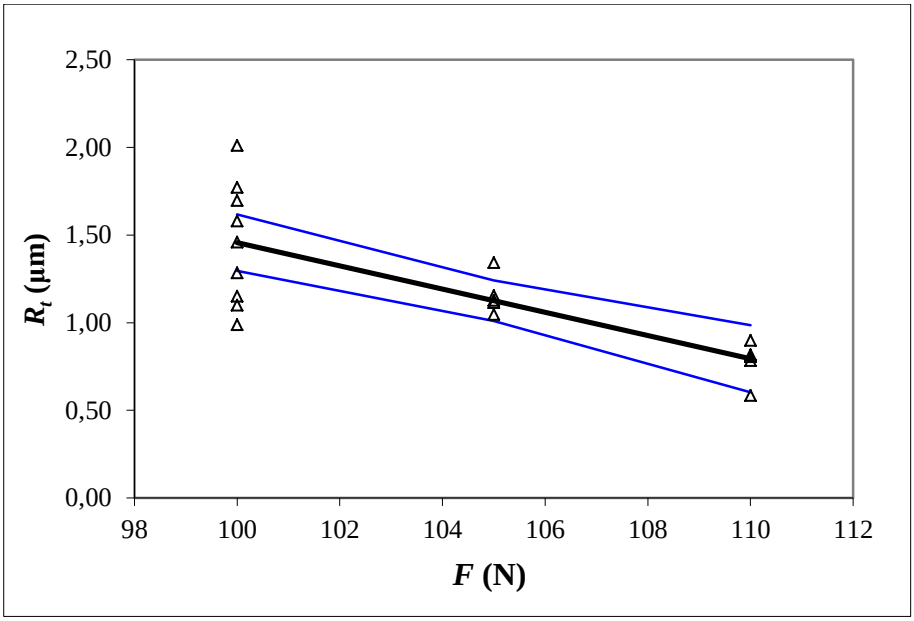


Figura 4.20. Gráfica de regresión lineal e intervalo de confianza para R_t // (con vibraciones)

Para finalizar con el análisis de los resultados obtenidos en el aluminio, se presentan los gráficos de los efectos principales de los parámetros en estudio sobre R_t // (figura 4.21). Puede observarse que las tendencias vienen siendo similares a las ya obtenidas en otras condiciones: F=90N, Va=500mm/min y poca diferenciación entre los resultados obtenidos para 3 y para 5 pasadas. Según puede interpretarse de estos datos, la mayor de las velocidades afecta los valores de R_t, así como las fuerzas más altas. Esta consecuencia es coherente con el hecho de que magnitudes de fuerza elevadas, provocarán una mayor deformación plástica, empeorando los valores de máximo pico-valle.

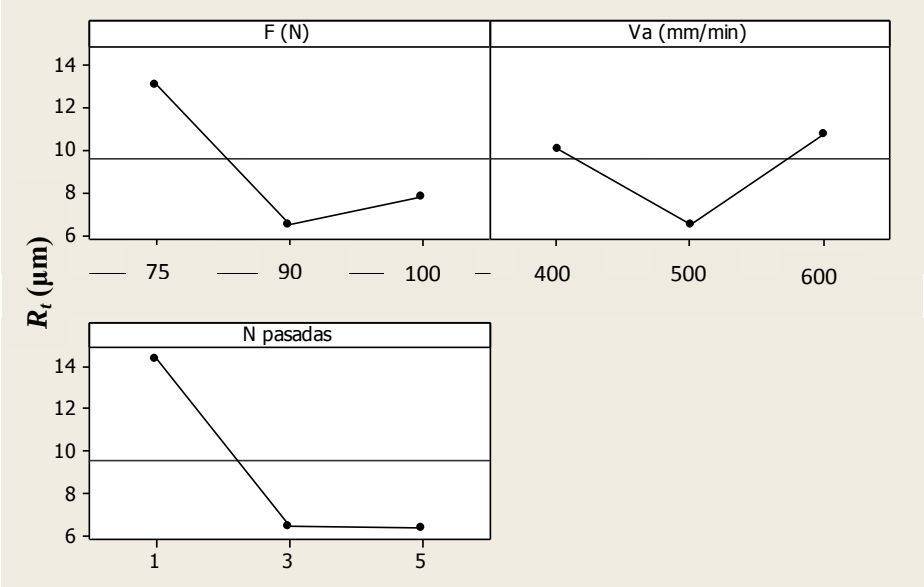


Figura 4.21. Efectos principales de las variables del proceso sobre R_t // con vibraciones

4.1.2. Comentarios sobre los resultados de las mediciones de rugosidad superficial

Con el proceso de bruñido llevado a cabo en estos experimentos (tanto el convencional como el asistido con vibraciones) se puede observar que hay una disminución en los valores de rugosidad superficial de las piezas ensayadas. Esto ratifica que el proceso es adecuado para esta finalidad, siendo éste uno de los propósitos de la tesis. También puede afirmarse que los resultados obtenidos cuando se asiste el proceso con vibraciones, son mejores que cuando se aplica el bruñido convencional.

Para clarificar la correspondencia entre los resultados y la relevancia general de los parámetros en estudio, se han separado aquellos obtenidos a partir de las mediciones de R_t y de R_a, y se han evaluado conjuntamente, con independencia de que el bruñido haya estado asistido con vibraciones o no.

En la figura 4.22 se muestra un diagrama de Pareto con todos aquellos parámetros que resultaron significativos después de medir R_t en todas las condiciones propuestas. Como se puede observar, la variable que ha sido predominante es la fuerza (F), que es estadísticamente relevante en todos los experimentos. Sin embargo, el número de pasadas y la combinación entre ambos, ha resultado ejercer poca influencia sobre los valores medidos.

También puede apreciarse que la fuerza adquiere más significación cuando se bruñe en paralelo al fresado previo que cuando el bruñido es perpendicular. Esto se cumple para las dos condiciones: con vibraciones y sin vibraciones, y tiene su explicación en la propia deformación plástica superficial, que minimiza la distancia entre máximo pico-valle. El tercer parámetro, que es la velocidad de avance, no ha mostrado relevancia en ninguna de las mediciones, como ya se ha podido observar.

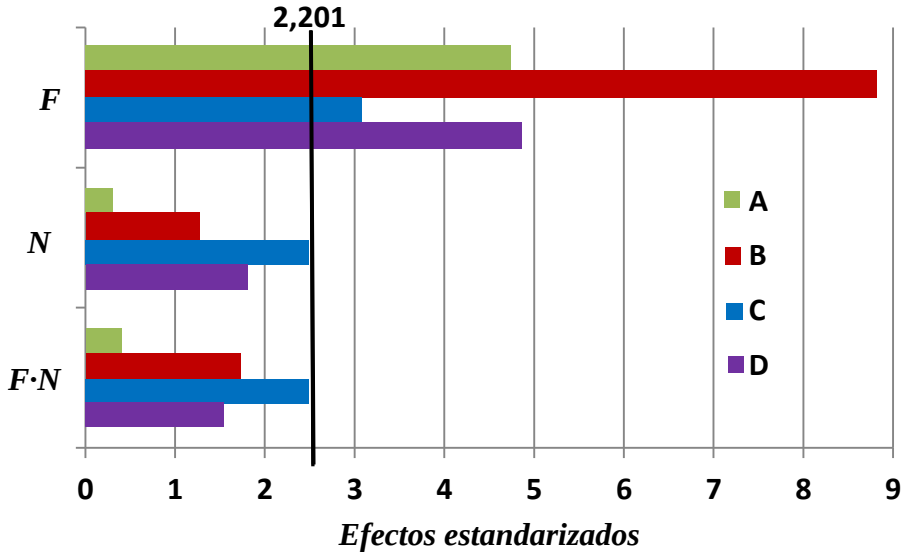


Figura 4.22. Diagrama de Pareto de efectos estandarizados para las diferentes variables significativas. (A) $R_t\perp$, bruñido sin vibraciones; (B) $R_t//$, bruñido sin vibraciones; (C) $R_t\perp$, bruñido con vibraciones; (D) $R_t//$, bruñido con vibraciones

Para la rugosidad media aritmética se ha realizado el mismo análisis global. En la figura 4.23 se muestra en otro diagrama de Pareto a manera de resumen, aquellos parámetros que resultaron significativos después de realizar las mediciones. Como se puede observar, la variable más importante a controlar es el número de pasadas (*N*), puesto que es estadísticamente significativa en todos los experimentos. También la fuerza ha resultado importante en todos los ensayos, a excepción de las mediciones de $R_a\perp$, para el caso del bruñido sin vibraciones. Las tendencias son similares para cada uno de los parámetros, siendo la condición A de la figura 4.23 ($R_a\perp$, bruñido no asistido con vibraciones), la que ofrece los resultados menos significativos. Por su lado, el parámetro velocidad de avance (*Va)* no ha sido relevante en ninguna de las condiciones estudiadas, igual que ha ocurrido en las mediciones de R_t.

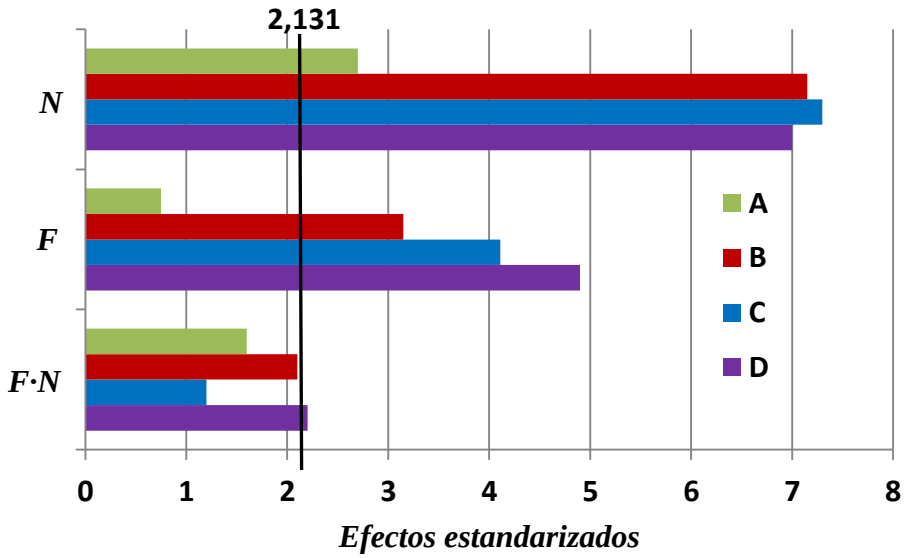


Figura 4.23. Diagrama de Pareto de efectos estandarizados para las diferentes variables significativas. (A) $R_a\perp$, bruñido sin vibraciones; (B) R_a//, bruñido sin vibraciones; (C) $R_a\perp$, bruñido con vibraciones; (D) R_a//, bruñido con vibraciones

Por último, considerando la importancia del parámetro R_a a la hora de determinar la calidad superficial de una pieza, se ha profundizado en el comportamiento de dicho parámetro, realizando un análisis de la influencia que ha ejercido la combinación de las tres variables prestablecidas para proceso (*Va*, *F* y *N*), sobre los resultados de R_a alcanzados. Para facilitar la comprensión de este análisis se han realizado unos gráficos que aparecen representados en la figura 4.24.

En la figura 4.24-(A), se muestran los resultados de rugosidad superficial R_a // medidos en las probetas que fueron bruñidas aplicando una sola pasada. En cambio, en la 4.24-(B) se han aplicado 5 pasadas de bruñido. En la figura 4.24-(C) se reflejan los resultados de $R_a\perp$ obtenidos con una pasada perpendicular al bruñido y en la 4.24-(D) con 5 pasadas.

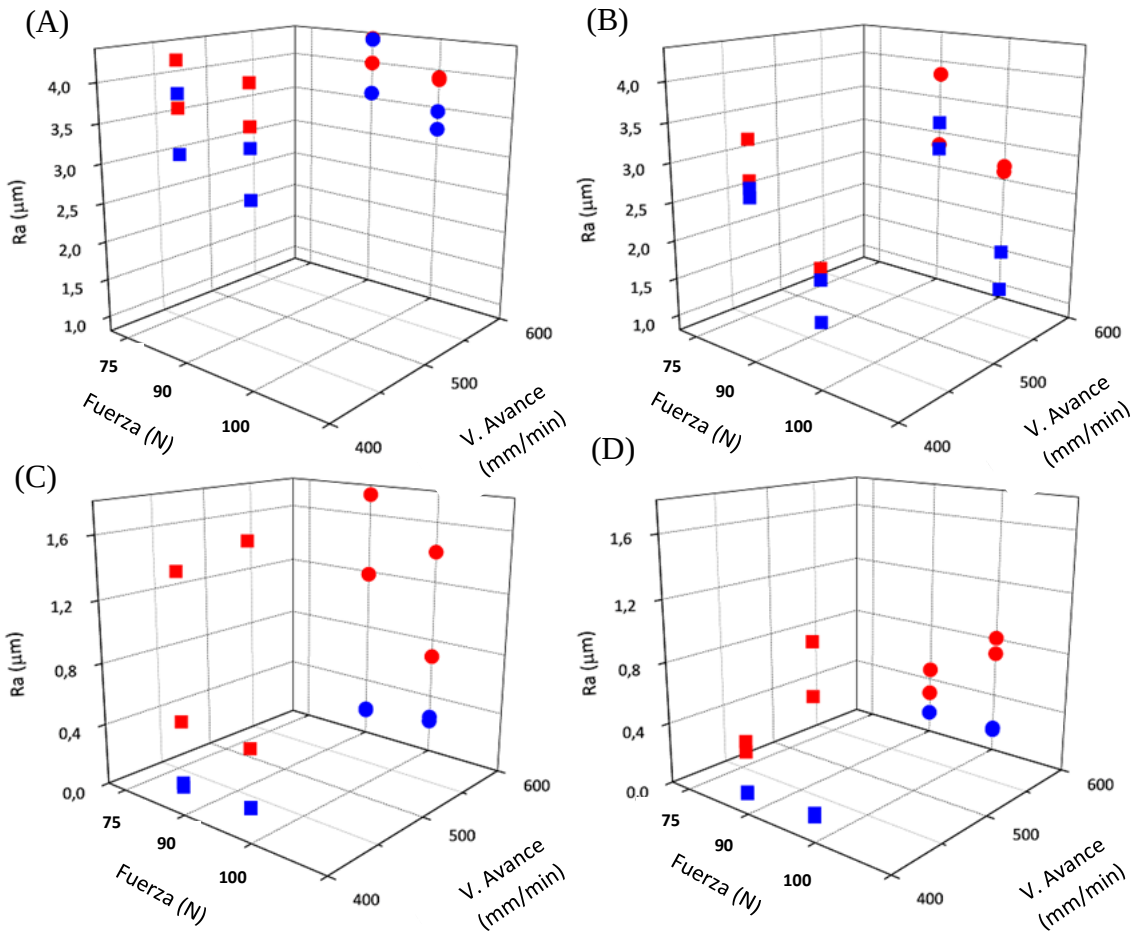


Figura 4.24. Influencia de la combinación de los parámetros experimentales sobre la rugosidad superficial obtenida. (A) R_a//, 1 pasada. (B)- R_a//, 5 pasadas. (C)- $R_a\perp$, 1 pasada. (D)- $R_a\perp$, 5 pasadas. Color azul – Bruñido asistido con vibraciones; Color rojo- Bruñido convencional Círculos: Va=600mm/min; Cuadrados: Va=400mm/min.

Según se puede ver en estos gráficos, utilizando el proceso de bruñido asistido por vibraciones, se obtienen aproximadamente los mismos resultados en 1 pasada que con el bruñido convencional en 5 pasadas, lo cual significa que con una pasada ya sería suficiente. Esto se puede ver más claramente en la figura 4.25, donde se realiza una comparación entre los resultados obtenidos con el bruñido convencional en 5 pasadas, y los obtenidos con el proceso asistido por vibraciones con 1 pasada, para los mismos parámetros de trabajos (*Va, F y N*). Bruñendo en una sola pasada y con vibraciones, se reducen mucho las dispersiones de los valores medidos. En cuanto a las velocidades de avance de la herramienta, los distintos resultados obtenidos no afectan substancialmente el valor de la dispersión y de la rugosidad, con lo cual es preferible bruñir a 600mm/min de

velocidad de avance, para así disminuir el tiempo del proceso y hacerlo más eficiente. También el hecho de necesitar menos pasadas, 1 en lugar de 5, para obtener los mimos resultados significa que los tiempos de procesado disminuyen 5 veces. Esto en un resultado muy importante que puede ser concluido a través del estudio presentado en los apartados anteriores.

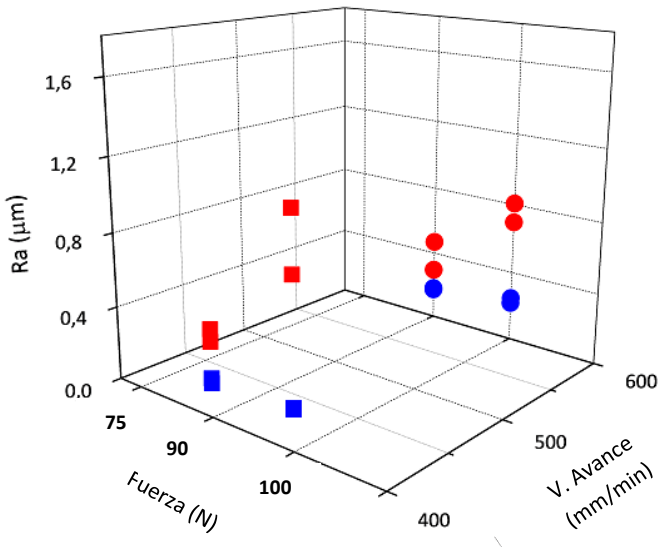


Figura 4.25. Comparación de los resultados de rugosidad obtenidos con el proceso de bruñido convencional y el bruñido asistido con vibraciones, para los mismos parámetros de funcionamiento del sistema (Va, F y N). Color azul: Bruñido asistido con vibraciones, realizado en una pasada. Color rojo: bruñido convencional realizado en 5 pasadas, Círculos- Va=600mm/min; Cuadrados- Va=400mm/min.

4.2. SEGUNDO EXPERIMENTO. Medición de la rugosidad superficial obtenida tras el bruñido en el acero G10380

Con vistas a obtener datos comparativos del comportamiento de bruñido convencional y del asistido con vibraciones en más de un material, se realizaron las mismas mediciones sobre el acero G10380, por considerarlo un material de gran aplicación en la industria actual y de diferente naturaleza que el aluminio analizado anteriormente.

El estudio de las rugosidades se realizó nuevamente sobre las 20 áreas bruñidas en zonas diferentes de la pieza fresada, como ya se ha especificado. Los indicadores de la calidad de la pieza utilizados, igual que en el experimento anterior, fueron la R_a (rugosidad media

aritmética) y la R_t (rugosidad máxima total en la longitud de evaluación), ambas obtenidas en dos direcciones: la paralela y la perpendicular a la dirección del avance de la operación de fresado previo.

En la tabla 4.11 se muestran los resultados obtenidos tras las mediciones realizadas con el rugosímetro referenciado con anterioridad.

Tabla 4.11.Resultado de las mediciones de R_a y R_t en el acero G10380 (μm)

				Sin vibraciones				**Con vibraciones**			
Nº Exp.	***F* (N)**	***Va* (mm/min)**	***N***	$R_a\perp$	$R_t\perp$	$R_a//$	$R_t//$	$R_a\perp$	$R_t\perp$	$R_a//$	$R_t//$
1	100	600	1	0,2167	1,0470	3,8980	11,1910	0,4010	7,3977	3,2080	7,5147
2	90	600	5	3,1447	2,9163	3,8180	9,6870	0,4687	4,1327	3,1323	10,0257
3	100	400	1	2,2200	8,4407	4,2640	10,8690	0,2010	4,5027	3,0180	10,1957
4	90	500	3	0,1417	4,8250	3,4700	8,0050	0,4817	3,7843	1,6730	8,7880
5	90	500	3	0,1550	6,7450	3,4540	7,0570	0,7917	4,3347	1,9343	9,4173
6	90	500	3	1,1480	6,7400	3,7390	9,7420	0,3973	3,7337	2,2193	6,1363
7	75	600	1	0,1780	5,8147	3,9880	11,8250	1,0800	7,9563	3,5687	8,1580
8	100	400	5	0,1797	3,0283	2,1220	9,0200	0,8593	2,4957	1,6157	7,7507
9	100	400	1	2,2123	7,0173	2,8080	6,0890	1,1683	5,2697	3,5777	6,0473
10	90	500	3	1,1827	3,8613	3,4710	10,3800	0,6207	4,4417	2,7510	8,5293
11	100	600	5	0,1583	9,0570	2,6100	8,5820	0,6953	3,7657	0,9143	5,1390
12	90	600	1	2,1703	6,1470	4,3250	12,1380	0,7360	7,5893	4,3117	9,7800
13	100	600	1	0,2453	5,1790	2,8700	8,5750	1,6827	7,5477	3,4483	9,2823
14	75	400	5	0,1430	7,8677	3,5060	7,8260	0,4613	3,0107	2,9397	13,0000
15	75	400	5	0,1317	8,9177	3,0290	9,7020	0,3967	2,4853	2,8300	8,7857
16	75	600	5	0,1447	10,9103	3,8240	7,5900	0,2957	3,3477	2,7593	7,9767
17	75	400	1	3,1760	10,9530	4,3950	8,1000	0,5893	6,6773	3,3413	7,5370
18	100	400	5	0,1777	8,1823	2,2470	9,4130	1,1640	3,3473	2,1130	8,8833
19	100	600	5	0,1467	5,9603	2,6860	10,3810	0,4060	3,5070	1,4653	7,3347
20	90	400	1	1,1810	7,8913	3,8650	6,5870	0,4727	6,5877	4,0267	8,3630
Fresado previo				4,03	16,21	5,08	20,26	3,32	13,59	5,66	19,75

Donde:

- $R_a\perp$ es la rugosidad superficial media, medida en el sentido perpendicular al avance del fresado previo
- $R_t\perp$ es la rugosidad máxima pico-valle, medida en el sentido perpendicular al avance del fresado previo
- $R_a//$ es la rugosidad superficial media, medida en el sentido paralelo al avance del fresado previo
- $R_t//$ es la rugosidad máxima pico-valle, medida en el sentido paralelo al avance del fresado previo

4.2.1. Análisis de los resultados de las mediciones de rugosidad superficial

En la tabla 4.11 se puede observar que el valor de la rugosidad de la superficie mejora en comparación con la rugosidad superficial de la operación de fresado previo en todos los casos, como cabía esperar.

En el caso de las piezas bruñidas sin vibraciones R_a mejora en un 33% en las mediciones realizadas en paralelo a la velocidad de alimentación de bruñido y en un 77% en las mediciones perpendiculares. En las probetas que han sido bruñidas con la asistencia de las vibraciones, R_a mejora en un 52% en las mediciones realizadas paralelas al fresado y en un 80% en las mediciones efectuadas perpendicularmente.

Con la rugosidad máxima pico-valle ocurre lo mismo. En las piezas bruñidas sin vibraciones R_t mejora en un 55% en la dirección paralela al fresado y en un 60% aproximadamente en la dirección perpendicular. En las piezas que han sido bruñidas con la asistencia de las vibraciones, R_t mejora en un 65% en la dirección perpendicular y en un 58% en la dirección paralela.

También se puede observar que con el proceso asistido por vibraciones los resultados de rugosidad total obtenidos, son igualmente mejores para todas las condiciones de trabajo estudiadas. En el caso del parámetro $R_a\perp$, la mejora es de un 5% y en el caso de $R_a//$ la mejora es de un 37%, de media. En el caso de las R_t, ambas están entre el 5 y el 10% de mejoría. El fresado previo y el bruñido se han realizado perpendiculares entre sí. Esto explica la diferencia entre los valores de rugosidad obtenidos en las diferentes direcciones medidas. Si bien los resultados porcentuales son más discretos que los obtenidos en el aluminio, puede afirmarse que el bruñido asistido con vibraciones también introduce mejoras importantes en la calidad superficial de las piezas.

Después de haber medido y evaluado los resultados de R_a y R_t obtenidos tras bruñir, es posible obtener ecuaciones para cada una de las condiciones en estudio, que permitan estimar el valor de rugosidad superficial que se debe obtener. Dicha estimación puede realizarse por medio de la curva de regresión (4.1), ya presentada, cuyos coeficientes tomarán valores diferentes en cada uno de los casos.

En la primera de las condiciones $R_a \perp$ sin vibraciones, los coeficientes tomarían los valores de la tabla 4.12, para un R-Sq(adj)=84,87%.

Tabla 4.12. Coeficientes de la curva de regresión para $R_a \perp$

Término	Coeficiente
Constante	0,538292
C1	-0,002792
C2	-0,001976
C3	-0,343125
C4	0,000016
C5	0,002725
C6	0,000805
C7	-0,000007

En esta condición, el único valor significativo tras el análisis estadístico ha sido la fuerza *F*, por lo que se decide tratar los datos a través de una prueba de significación de la correlación entre ellos, tal como se ha venido haciendo hasta ahora (figura 4.26).

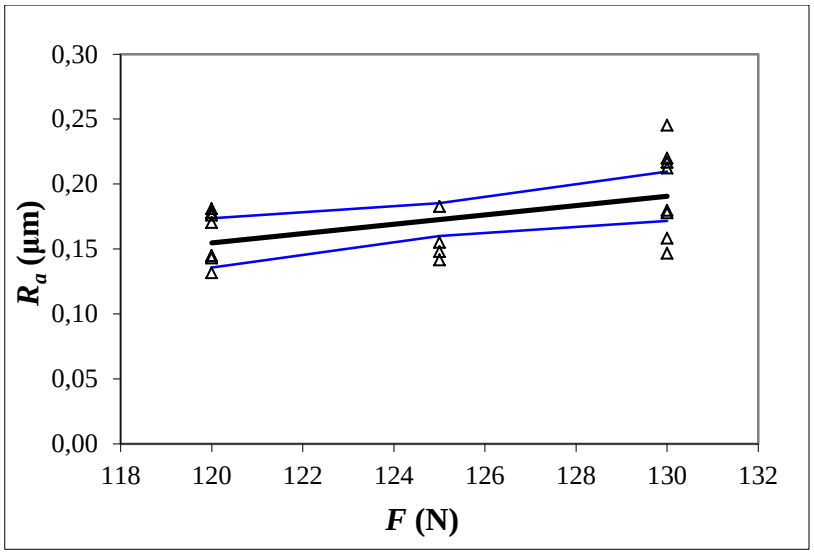


Figura 4.26. Gráfica de regresión lineal e intervalo de confianza para $R_a \perp$ (sin vibraciones)

En este caso, el F de Fisher F1=7,11681, mientras que F2=4,41387. Siendo la condición necesaria para validar la correlación que F1>F2; tal condición se cumple en este experimento. Esto permite corroborar la significación del parámetro *F*, en la condición de rugosidad media aritmética medida en la dirección perpendicular al fresado previo.

En el gráfico de efectos principales de la figura 4.27, puede apreciarse la influencia de cada parámetro sobre los resultados de $R_a \perp$. Como puede observarse, el valor intermedio resulta el más significativo, a excepción de *N* (*F*=90N, *Va*=500mm/min, *N*=5 pasadas).

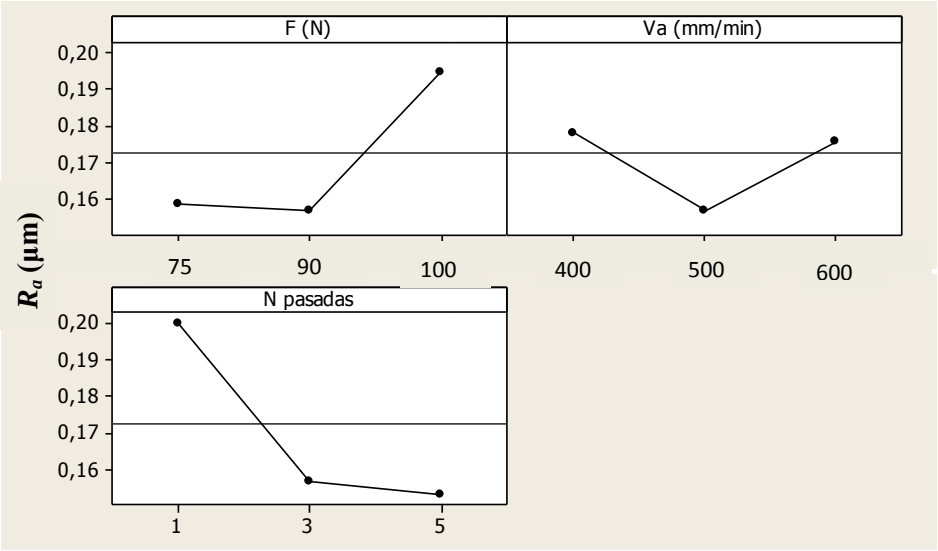


Figura 4.27. Efectos principales de las variables del proceso sobre $R_a \perp$ sin vibraciones

La segunda condición sometida a estudio para el aluminio sin vibraciones es la $R_t \perp$, que para un R-Sq(adj) del 41,88%, se obtienen los coeficientes de la tabla 4.13.

Tabla 4.13. Coeficientes de la curva de regresión para $R_t \perp$

Término	**Coeficiente**
Constante	-7,707290
C1	0,070838
C2	0,011681
C3	0,638120
C4	-0,000095
C5	-0,005221
C6	-0,000908
C7	0,000007

Para los valores medidos de $R_t \perp$ el único parámetro relevante ha vuelto a ser la fuerza. En la prueba de significación de la correlación de parámetros, que aparece en la gráfica de la figura 4.28, F=6,16271 y F2=4,41387, por lo que se corrobora que *F* es estadísticamente significativo.

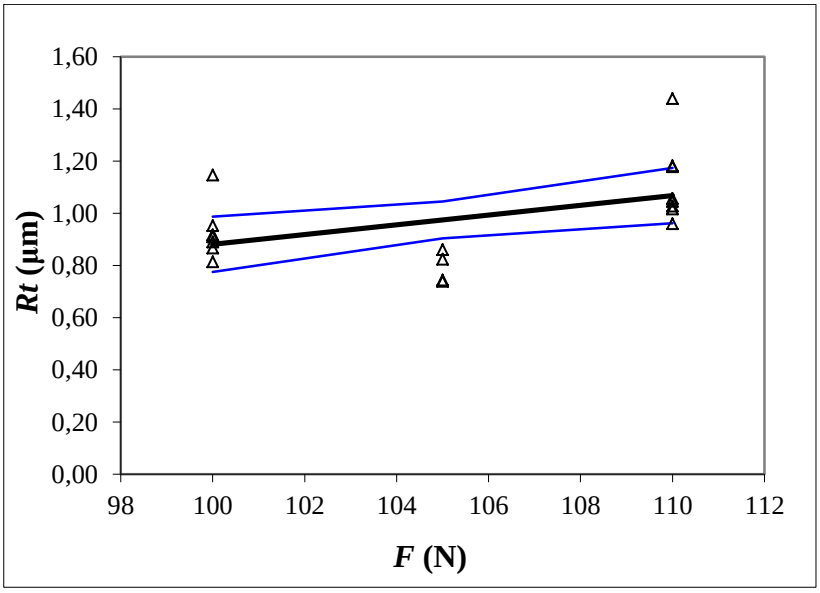


Figura 4.28. Gráfica de regresión lineal e intervalo de confianza para $R_t\perp$ (sin vibraciones)

Los gráficos de efectos principales de la figura 4.29, evidencian aquellos parámetros que han resultado óptimos en las mediciones correspondientes a la rugosidad máximo pico-valle en el sentido perpendicular al fresado previo, sin vibraciones. Como se puede apreciar es la condición intermedia, en los tres parámetros, la que arroja los mejores resultados.

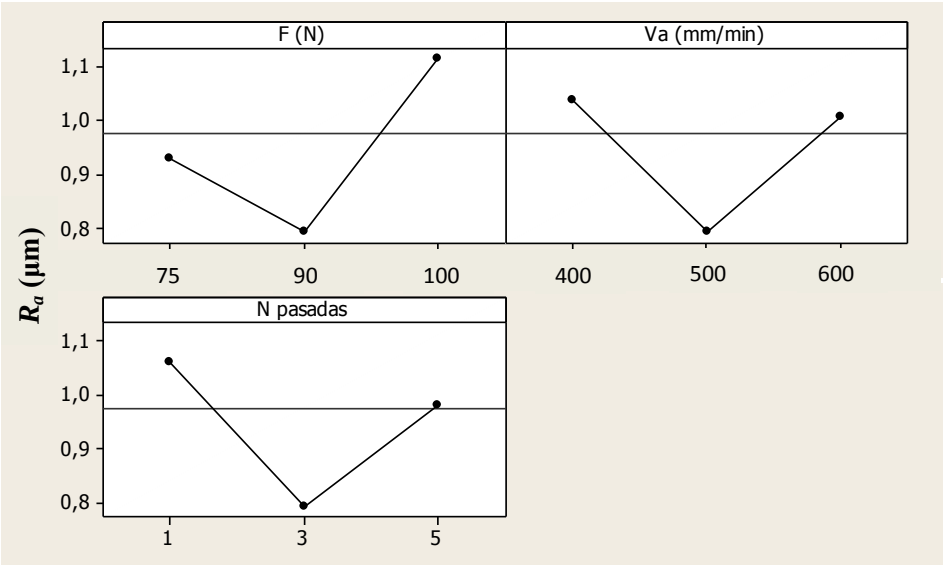


Figura 4.29. Efectos principales de las variables del proceso sobre $R_t\perp$ sin vibraciones

Los siguientes valores se corresponden con los obtenidos para la rugosidad media aritmética, medida en el sentido paralelo. Los coeficientes correspondientes son los que aparecen en la tabla 4.14, que se muestra a continuación (R-Sq(adj)=61,20%).

Tabla 4.14. Coeficientes de la curva de regresión para R_a //

Término	Coeficiente
Constante	5,402100
C1	-0,007050
C2	0,011511
C3	1,518870
C4	-0,000100
C5	-0,016650
C6	-0,000669
C7	0,000011

En el caso de las mediciones de rugosidad media aritmética en el sentido paralelo, se mantiene la misma tendencia que se ha venido mostrando en el acero sin vibraciones. El parámetro fuerza es el único relevante con respecto a la velocidad y al número de pasadas. Para validar dicho resultado se realiza la misma prueba de significación de la correlación entre parámetros y se puede corroborar que *F* es estadísticamente significativo. En este caso en el F de Fisher, F1=10,7895 y F2=4,41387. En la figura 4.30, que se muestra a continuación, puede observarse la gráfica de regresión lineal e intervalo de confianza para R_a//, sin vibraciones.

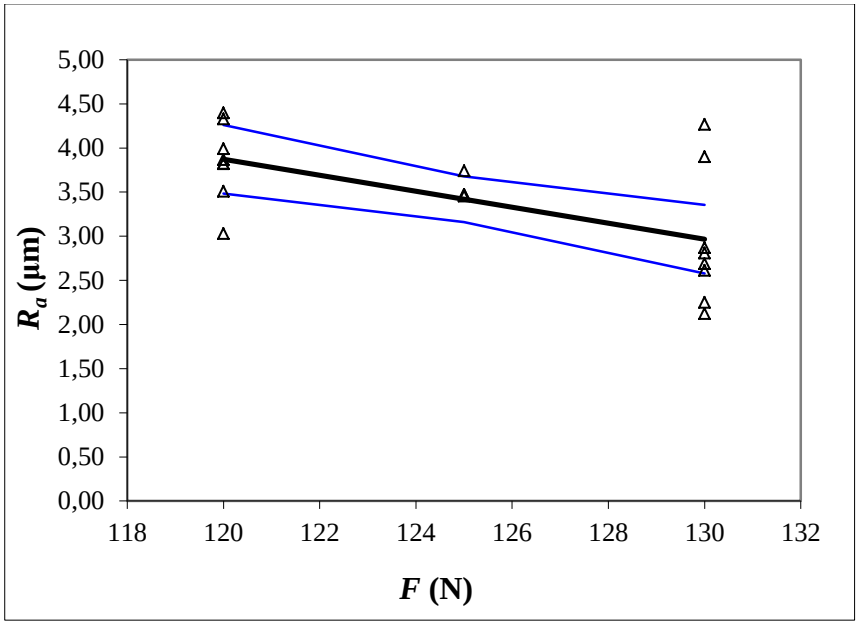


Figura 4.30. Gráfica de regresión lineal e intervalo de confianza para R_a// (sin vibraciones)

En el gráfico de efectos principales de la figura 4.31, puede apreciarse la influencia de cada parámetro sobre los resultados de R_a //. Como puede observarse, los mejores valores para

este caso no siguen el comportamiento regular que se ha podido observar en otras mediciones, quedando de la siguiente manera: *F*=100N, *Va*=400mm/min y *N*=5 pasadas.

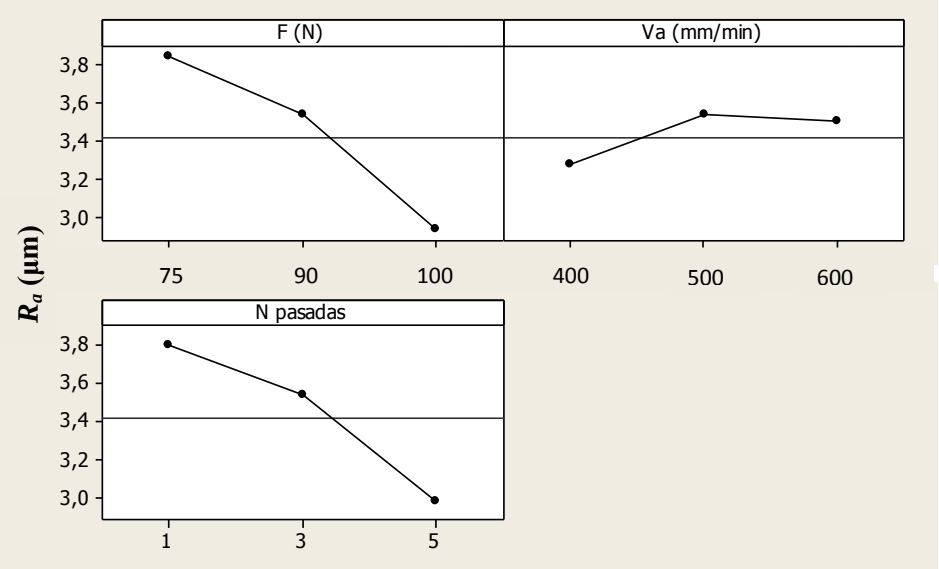


Figura 4.31. Efectos principales de las variables del proceso sobre R_a // sin vibraciones

La última de las mediciones realizadas al acero bruñido sin la asistencia de las vibraciones, es la correspondiente a la rugosidad máxima pico-valle, medida en el sentido paralelo al avance del fresado previo. La tabla 4.15 muestra los coeficientes resumidos (R-Sq(adj)=80,87%) para aquellos valores que han resultado significativos según el diagrama de Pareto de la figura 4.32.

Tabla 4.15. Coeficientes de la curva de regresión para R_t //

Término	**Coeficiente**
Constante	16,287300
C1	0,026744
C2	13,428200
C3	-0,117394

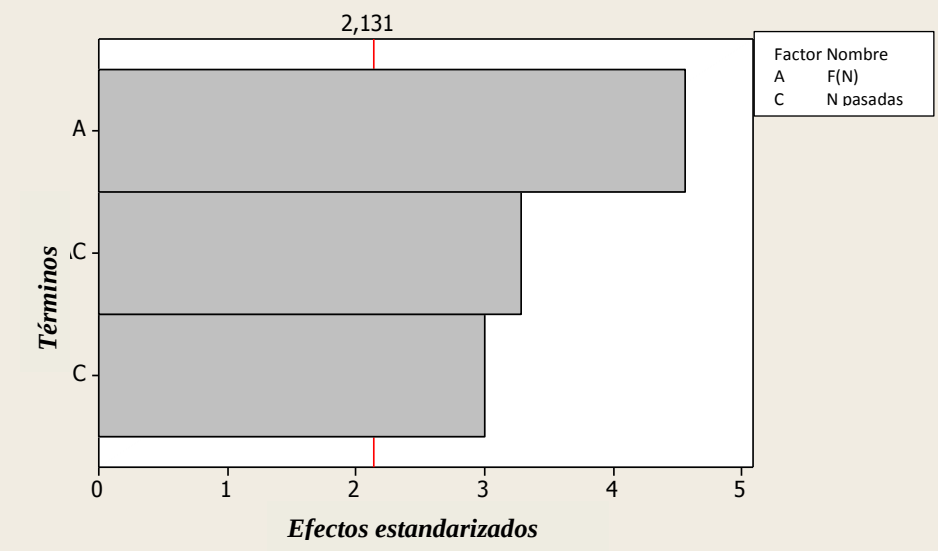


Figura 4.32. Diagrama de Pareto para efectos estandarizados (R_t // sin vibraciones)

Como se puede observar, tanto la fuerza como el número de pasadas y la combinación entre estos dos parámetros han resultado significativas en este caso, cosa esta que no había ocurrido con el resto de mediciones anteriores, donde únicamente la fuerza ha tenido relevancia. En la figura 4.33 se muestra el gráfico de efectos principales, para comprobar la influencia de cada parámetro.

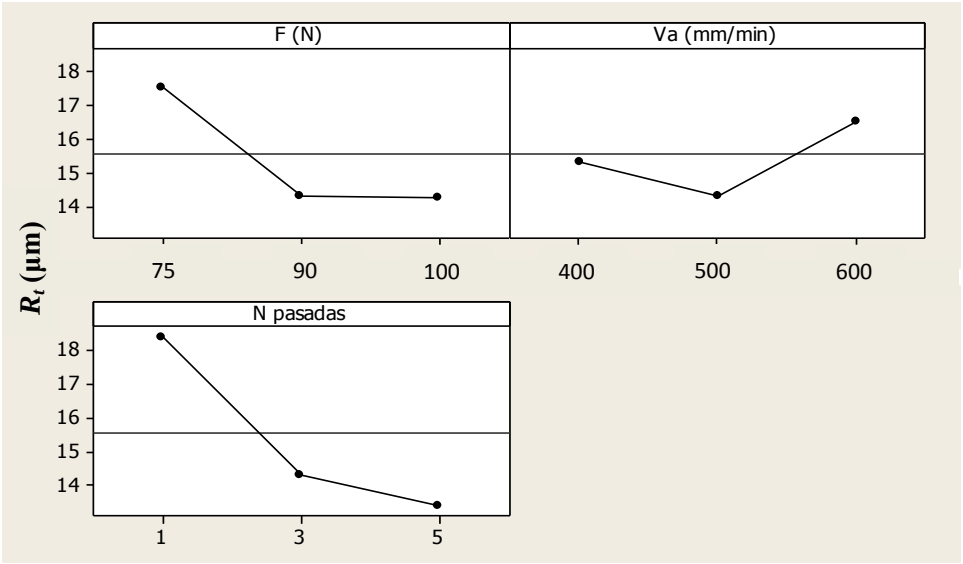


Figura 4.33. Efectos principales de las variables del proceso sobre R_t // sin vibraciones

Los resultados de las cuatro mediciones que se presentan a continuación se han realizado sobre el acero bruñido con la asistencia de las vibraciones. El primero de todos es el correspondiente a la rugosidad superficial media, evaluada en el sentido perpendicular al

avance del fresado previo. En la tabla 4.16 se muestran los coeficientes experimentales para un R-Sq(adj)=88,11%.

Tabla 4.16. Coeficientes de la curva de regresión para $R_a \perp$

Término	Coeficiente
Constante	1,787230
C1	-0,000171
C2	-1,417730
C3	0,009546

A continuación (figura 4.34), se muestra el diagrama de Pareto para efectos estandarizados, donde se puede comprobar que la fuerza, el número de pasadas y la combinación entre estos dos parámetros, han resultado significativos en este caso.

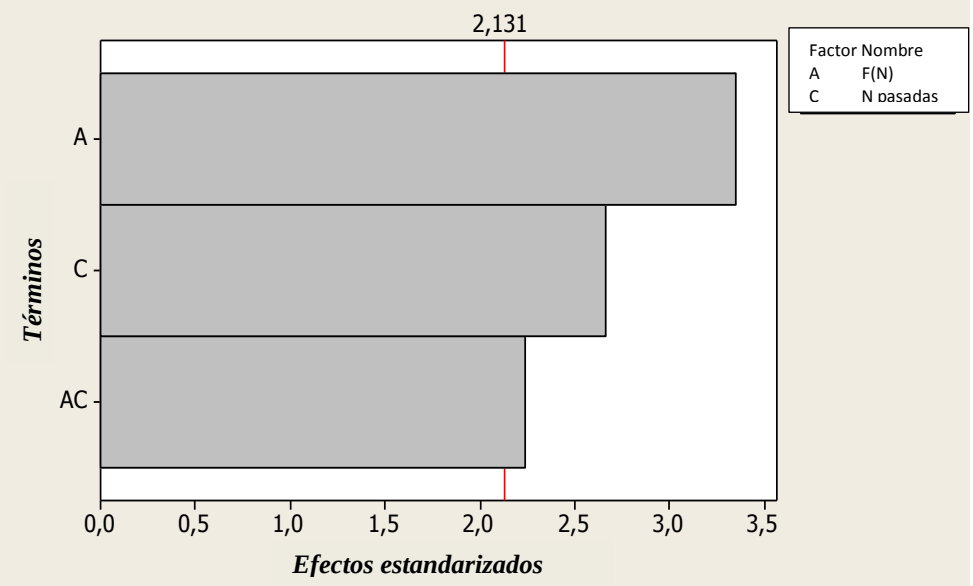


Figura 4.34. Diagrama de Pareto para efectos estandarizados ($R_a \perp$ con vibraciones)

En la figura 4.35 aparece la influencia de cada uno de los parámetros en los resultados medidos. Como se puede observar, la combinación óptima para este caso es una fuerza de 90N, una velocidad de 500mm/min y 5 pasadas; si bien la diferencia entre 3 pasadas y 5, no parece ser relevante.

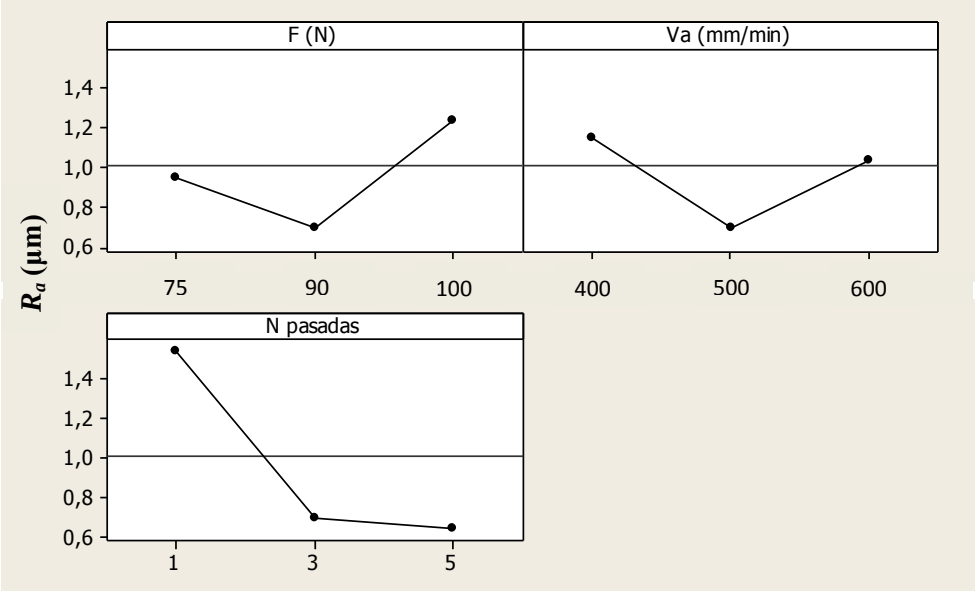


Figura 4.35. Efectos principales de las variables del proceso sobre $R_a\perp$ con vibraciones

Los siguientes resultados se corresponden con las mediciones de rugosidad máxima pico-valle, medida en el sentido perpendicular al avance del fresado previo. Los coeficientes, para un R-Sq(adj)=95,54%, son los plasmados en la tabla 4.17.

Tabla 4.17. Coeficientes de la curva de regresión para $R_t\perp$

Término	**Coeficiente**
Constante	77,013400
C1	-0,598038
C2	-0,106736
C3	-16,997500
C4	0,000939
C5	0,134171
C6	0,025667
C7	-0,000215

En la figura 4.36 se muestra el correspondiente diagrama de Pareto, con el comportamiento de los parámetros según su nivel de relevancia. Como se puede observar, en el caso de $R_t\perp$ varios parámetros son significativos para los resultados medidos.

El número de pasadas ha pasado a ser el más importante, seguido de la combinación entre éste y la fuerza, que aunque ha quedado en tercer término, también muestra una significación bastante alta.

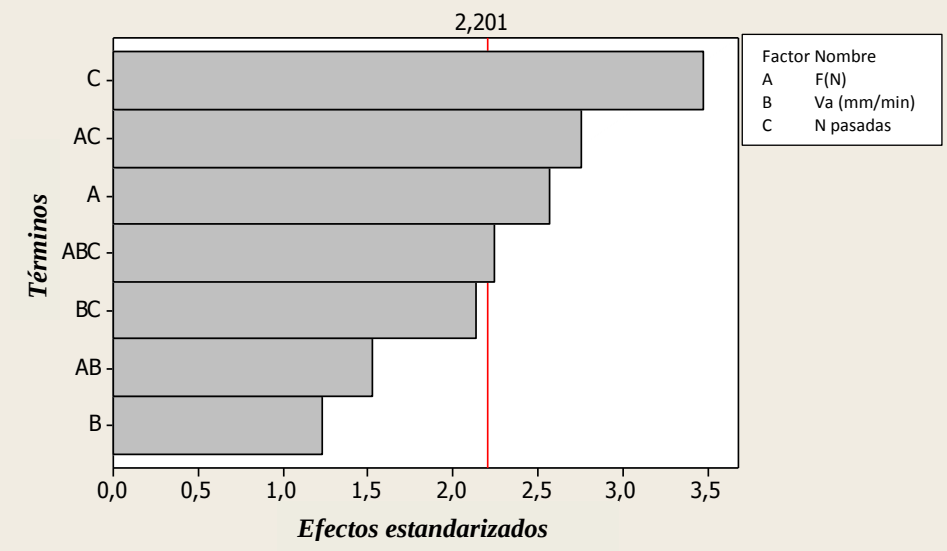


Figura 4.36. Diagrama de Pareto para efectos estandarizados ($R_t\perp$ con vibraciones)

La influencia de cada uno de los parámetros por separado sobre el proceso, es la que se puede observar en el gráfico de efectos principales de la figura 4.37. Los valores intermedios de fuerza y velocidad de avance, junto con 5 pasadas, arrojan los mejores resultados.

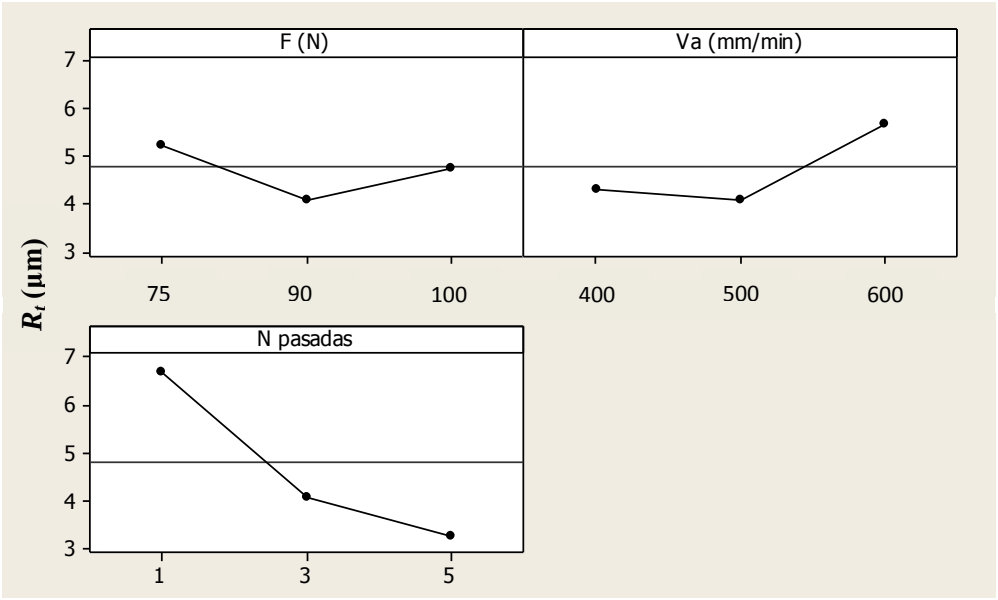


Figura 4.37. Efectos principales de las variables del proceso sobre $R_t\perp$ con vibraciones

El siguiente parámetro medido ha sido la rugosidad superficial media, en el sentido paralelo al avance del fresado previo. Con un R-Sq(adj)=81,98%, los coeficientes correspondientes se han indicado en la tabla 4.18.

Tabla 4.18. Coeficientes de la curva de regresión para R_a //

Término	Coeficiente
Constante	6,804420
C1	-0,027681
C2	1,998680
C3	-0,022229

En la figura 4.17 se muestra el diagrama de Pareto correspondiente a la relevancia de los parámetros en estudio en cuanto a los valores medidos de R_a //.

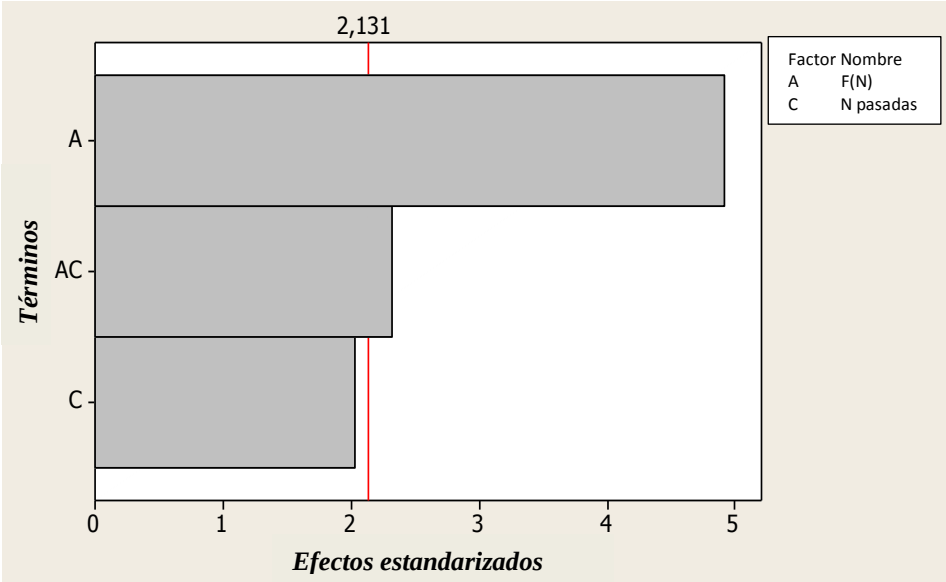


Figura 4.38. Diagrama de Pareto para efectos estandarizados (R_a // con vibraciones)

Como puede apreciarse en la figura, la fuerza adquiere la mayor relevancia, seguida de la combinación entre ésta y el número de pasadas. Este último parámetro, que venía siendo significativo en las mediciones anteriores (en la condición de bruñido asistido por vibraciones), ha perdido significación para los valores obtenidos de R_a //.

La influencia de todos los parámetros sobre los resultados, puede apreciarse en los gráficos de efectos principales de la figura 4.39. Como se puede observar, son los puntos centrales la combinación de parámetros que ofrece los mejores valores de rugosidad. En este caso F=90N, Va=500mm/min, N=3 pasadas.

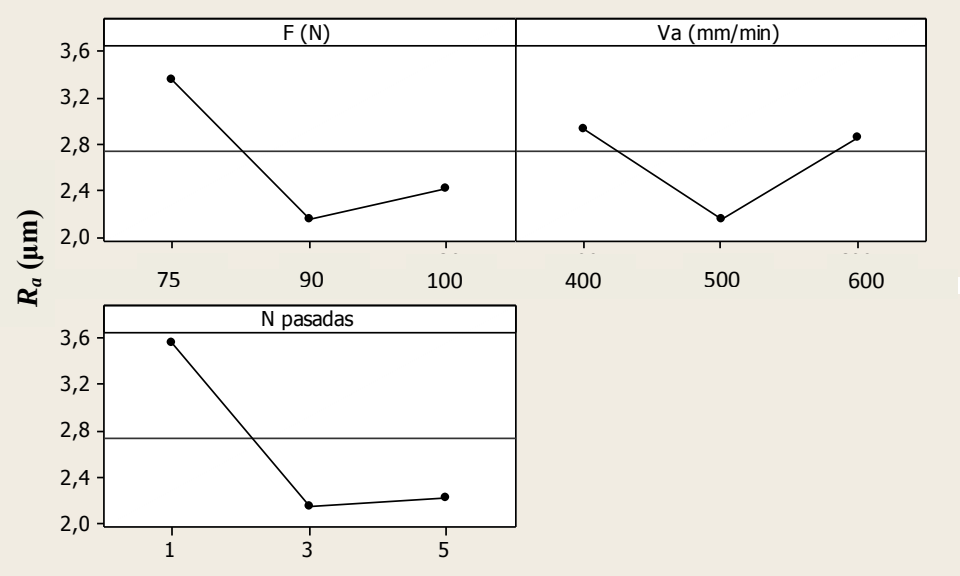


Figura 4.39. Efectos principales de las variables del proceso sobre R_a // con vibraciones

Por último, se han considerado los resultados obtenidos en la R_t cuando el bruñido asistido por vibraciones se ha realizado en paralelo al fresado previo. Los coeficientes experimentales simplificados se tabulan a continuación, con un R-Sq(adj)= 91,32%.

Tabla 4.10. Coeficientes de la curva de regresión para R_t //

Término	**Coeficiente**
Constante	46,757400
C1	-0,226935
C2	6,846130
C3	-0,068015

Las variables significativas pueden apreciarse en el diagrama de Pareto de la figura 4.40. De los resultados obtenidos puede apreciarse que tanto la fuerza, como su combinación con el número de pasadas, han sido relevantes para los resultados de estas mediciones.

Para finalizar con el análisis de los resultados obtenidos en el acero, se presentan los gráficos de los efectos principales de los parámetros en estudio sobre R_t // (figura 4.41). Puede observarse que las tendencias vienen siendo similares a las ya obtenidas en otras condiciones: *F*=90N, *Va*=500mm/min y poca diferenciación entre los resultados obtenidos para 3 y para 5 pasadas. Según puede interpretarse de estos datos, la mayor de las velocidades afecta los valores de R_t, así como las fuerzas más altas. Esta consecuencia puede tener su explicación en el hecho de que al aumentar el valor de la fuerza, y por

consiguiente, la deformación plástica, la diferencia máximo pico-valle se amplifica, empeorando los resultados.

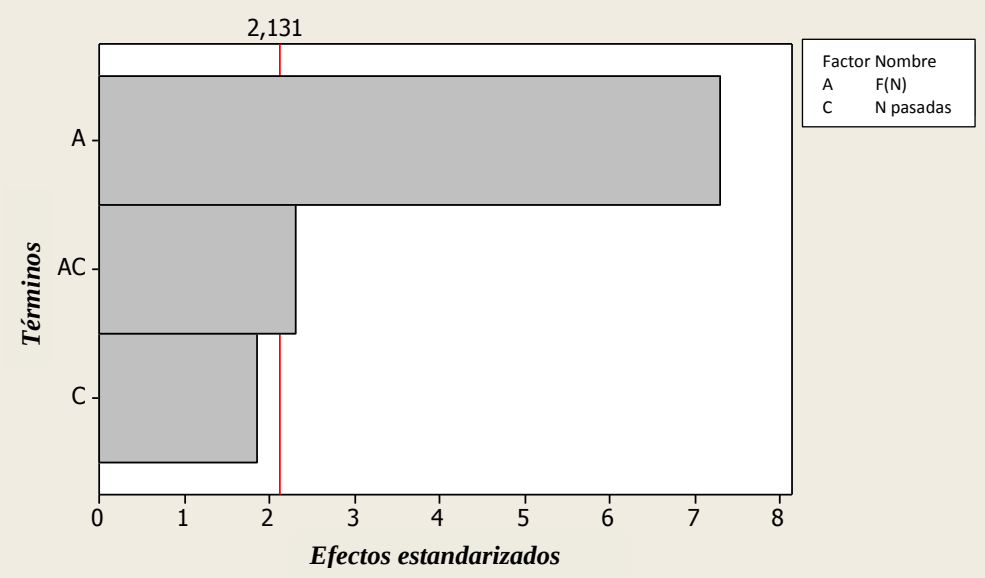


Figura 4.40. Diagrama de Pareto para efectos estandarizados (R_t // con vibraciones)

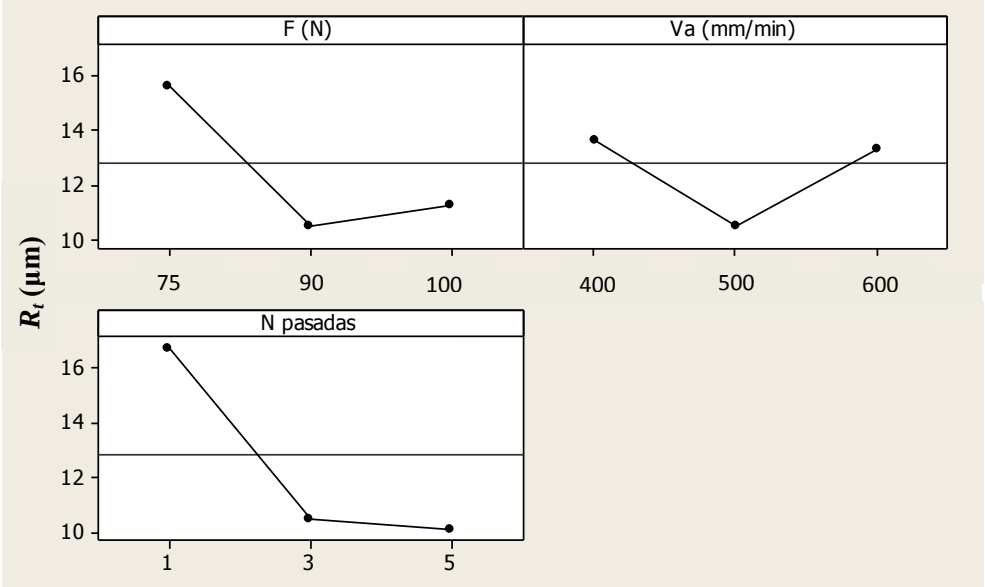


Figura 4.41. Efectos principales de las variables del proceso sobre R_t // con vibraciones

4.2.2. Comentarios sobre los resultados de las mediciones de rugosidad superficial

Como se ha podido comprobar, los resultados de las mediciones sobre el acero, si bien son más discretos como ya se ha dicho, arrojan igualmente claras mejorías en la calidad superficial de las piezas. Tanto en la condición de bruñido convencional como en la de

asistido con vibraciones, se puede observar que hay una disminución en los valores de rugosidad superficial de las piezas ensayadas. Esto ratifica que el proceso es adecuado para esta finalidad también sobre el acero, como ya se demostró con el aluminio. Además, es posible afirmar que los resultados obtenidos cuando se asiste el proceso con vibraciones, son mejores que cuando se aplica el bruñido convencional, quedando demostrado otro de los planteamientos iniciales de esta tesis.

Igual que se ha hecho con el aluminio, para clarificar la correspondencia entre los resultados y la relevancia general de todos los parámetros en estudio, se han separado aquellos obtenidos a partir de las mediciones de R_t y de R_a, y se han evaluado conjuntamente, con independencia de si el bruñido ha estado asistido por vibraciones o no.

En la figura 4.42 se muestra un diagrama de Pareto con todos aquellos que resultaron parámetros significativos después de medir R_t en todas las condiciones propuestas. Como se puede observar, la variable que ha sido determinante es la fuerza (F), que es estadísticamente relevante en todos los experimentos. Sin embargo, el número de pasadas y la combinación entre ambos, también han resultado ser importantes en la mayoría de los casos.

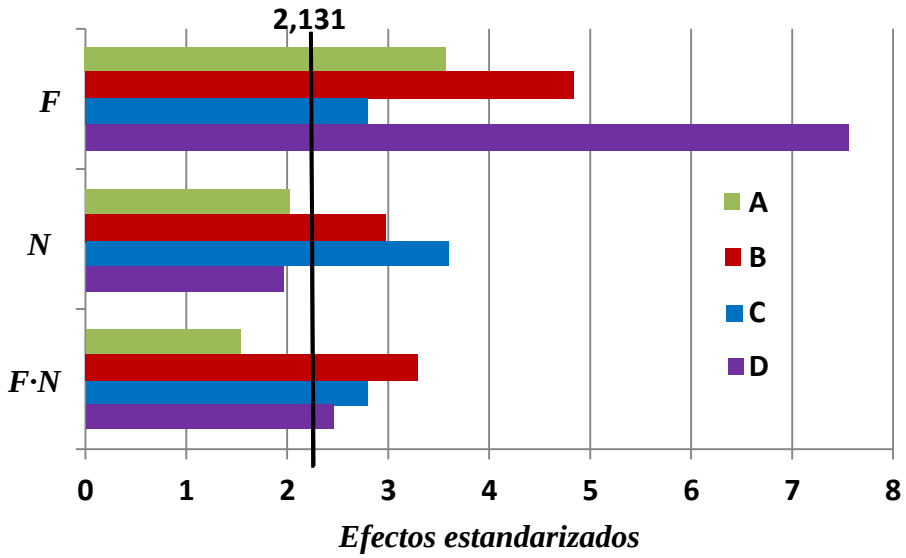


Figura 4.42. Diagrama de Pareto de efectos estandarizados para las diferentes variables significativas. (A) $R_t\perp$, bruñido sin vibraciones; (B) $R_t//$, bruñido sin vibraciones; (C) $R_t\perp$, bruñido con vibraciones; (D) $R_t//$, bruñido con vibraciones

Para la rugosidad media aritmética se ha realizado el mismo análisis global. En la figura 4.43 se muestra, en otro diagrama de Pareto, aquellos parámetros que resultaron significativos después de realizar las mediciones. Como se puede observar, la variable más importante a controlar vuelve a ser la fuerza (*F*), estadísticamente significativa en todas las mediciones. El número de pasadas y su combinación con la fuerza dejan de tener relevancia en los ensayos sobre acero, y no se aprecia una tendencia clara en los resultados, que permita arribar a conclusiones sobre estos dos parámetros. Por su lado, el parámetro velocidad de avance (*Va)* no ha sido relevante en ninguna de las condiciones estudiadas, igual que ha ocurrido en las mediciones de R_t.

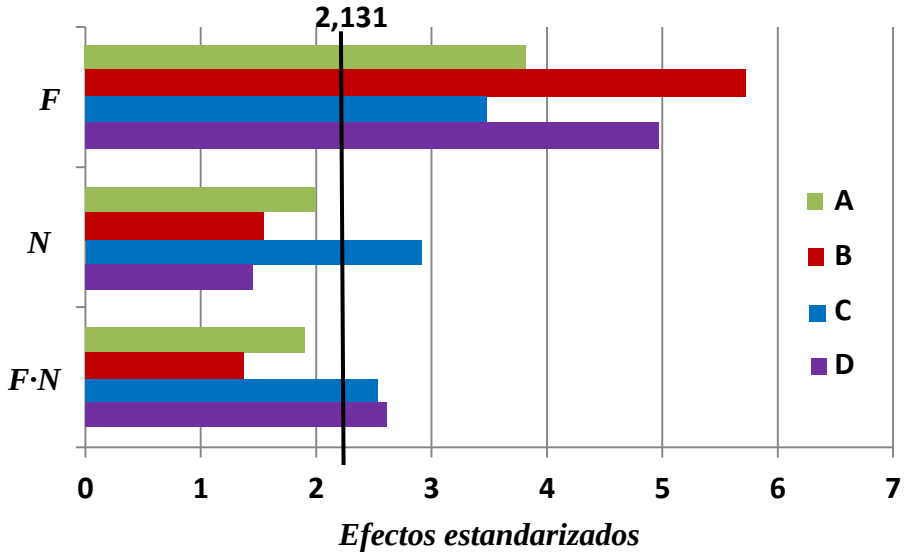


Figura 4.43. Diagrama de Pareto de efectos estandarizados para las diferentes variables significativas. (A) $R_a\perp$, bruñido sin vibraciones; (B) R_a//, bruñido sin vibraciones; (C) $R_a\perp$, bruñido con vibraciones; (D) R_a//, bruñido con vibraciones

Por último, igual que con el aluminio, se ha profundizado en el análisis del parámetro R_a, por su importancia a la hora de determinar la calidad superficial de una pieza. Con este propósito se ha realizado una comparación de la influencia que ha ejercido la combinación de las tres variables prestablecidas para el proceso (*Va*, *F* y *N*), sobre los resultados de R_a alcanzados. Para facilitar la comprensión de este análisis, pueden observarse los gráficos que aparecen representados en la figura 4.44.

En la figura 4.44-(A), se muestran los resultados de rugosidad superficial R_a // medidos en las probetas que fueron bruñidas aplicando una sola pasada. En cambio, en la 4.44-(B) se

han aplicado 5 pasadas de bruñido. En la figura 4.44-(C) se reflejan los resultados de $R_a\perp$ obtenidos con una pasada perpendicular al bruñido y en la 4.44-(D) con 5 pasadas.

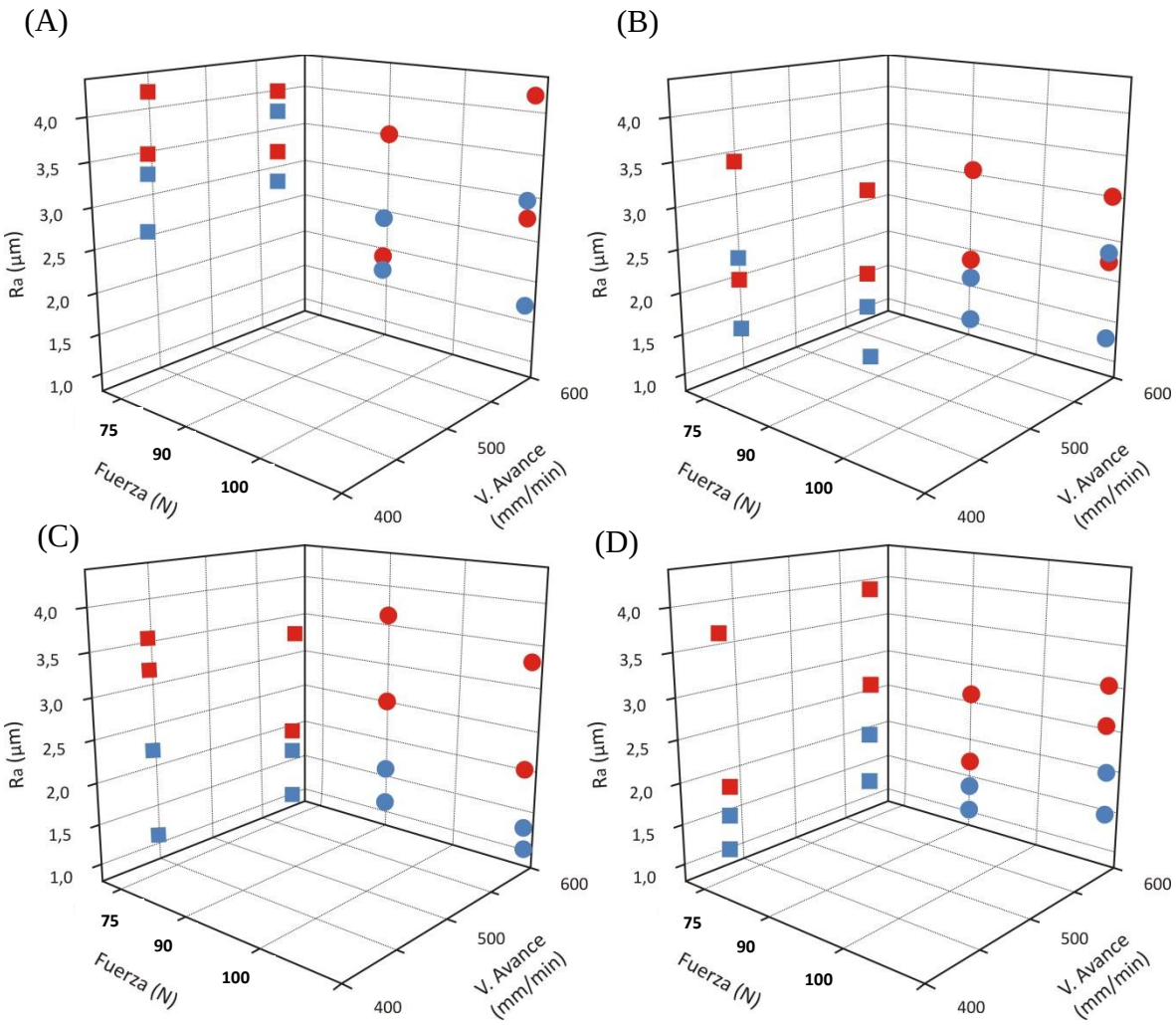


Figura 4.44. Influencia de la combinación de los parámetros experimentales, sobre la rugosidad superficial obtenida. (A) R_a//, 1 pasada. (B)- R_a//, 5 pasadas. (C)- $R_a\perp$, 1 pasada. (D)- $R_a\perp$, 5 pasadas. Color azul – Bruñido asistido con vibraciones; Color rojo- Bruñido convencional Círculos: Va=600mm/min; Cuadrados: Va=400mm/min

De estos gráficos puede extraerse una conclusión equivalente a la ya argumentada con los resultados del aluminio. El bruñido con vibraciones posibilita que se obtengan resultados de rugosidad muy similares a los obtenidos con el bruñido convencional, pero con mucho menos tiempo. Es decir, gracias a las vibraciones, es posible obtener con 1 sola pasada, valores de R_a semejantes a los que se obtienen con 5 pasadas del bruñido convencional. Esto se puede ver más claramente en la figura 4.25, donde se realiza una comparación

entre los resultados obtenidos con el bruñido convencional en 5 pasadas, y los obtenidos con el proceso asistido por vibraciones con 1 pasada, para los mismos parámetros de trabajo. En cuanto a la velocidad de avance, igual que ocurría con el aluminio, no parece tener influencia significativa sobre la rugosidad, con lo cual se opta por recomendar para bruñir 600mm/min, que garantizaría una disminución del tiempo del proceso y de su eficiencia.

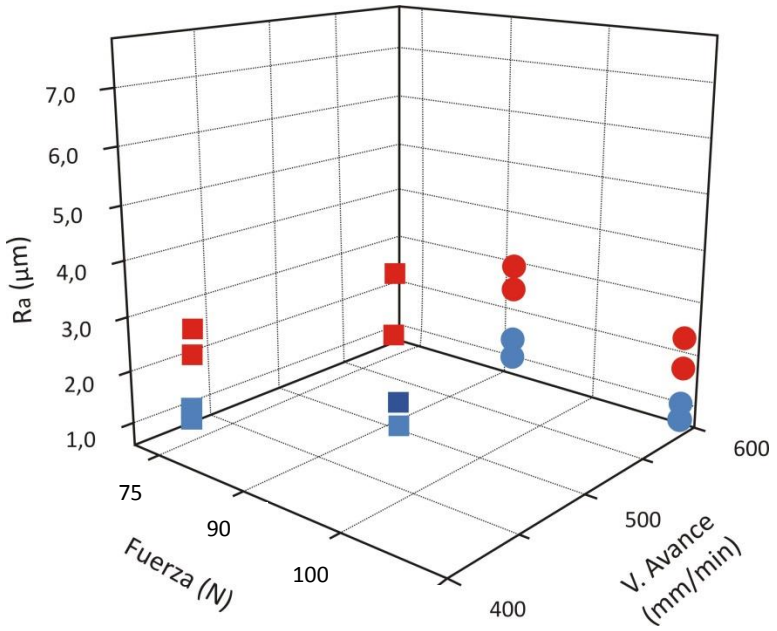


Figura 4.25. Comparación de los resultados de rugosidad obtenidos con el proceso de bruñido convencional y el bruñido asistido con vibraciones, para los mismos parámetros de funcionamiento del sistema (Va, F y N). Color azul: Bruñido asistido con vibraciones, realizado en una pasada. Color rojo: bruñido convencional realizado en 5 pasadas, Círculos- Va=600mm/min; Cuadrados- Va=400mm/min

4.3. TERCER EXPERIMENTO. Determinación del perfil de dureza tras el bruñido en el aluminio A92017

Otro de los indicadores a evaluar, que se ha considerado relevante en esta tesis, ha sido la dureza medida sobre el perfil de las superficies bruñidas en las dos condiciones; con la asistencia de las vibraciones y sin dicha asistencia.

Sobre las piezas de aluminio bruñidas y utilizadas en los experimentos anteriores (figura 4.1), se determinó el perfil de durezas desde la superficie de la misma hacia el interior,

para establecer el efecto del bruñido sobre el endurecimiento del material. Las mediciones de dureza se realizaron sobre una sección perpendicular a la superficie bruñida. Las muestras fueron embutidas, desbastadas y pulidas según las técnicas habituales en metalografía. La dureza en escala Vickers se determinó en 5 zonas bruñidas con y sin vibraciones mediante un micro-durómetro Buehler 5114, como el de la figura 4.46, aplicando una fuerza de 0,020N durante un tiempo de 10s. La profundidad total ensayada fue de 2mm desde la superficie bruñida y las huellas se distribuyeron adecuadamente para cumplir las distancias mínimas establecidas en la norma la ISO 6507.

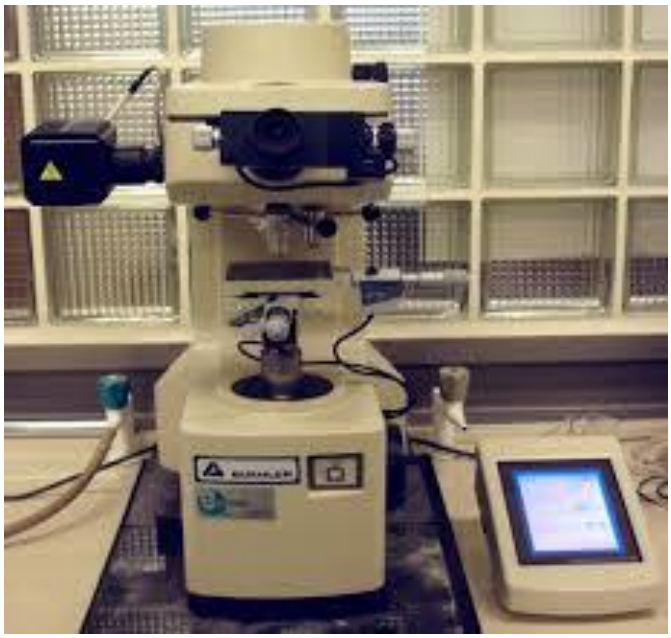


Figura 4.46. Micro-durómetro Buehler 5114, utilizado en los ensayos de dureza, facilitado por el Laboratorio de Materiales de la EUETIB

Al igual que en los experimentos anteriores, sobre las micro-durezas han ejercido influencia los tres parámetros sometidos a análisis en este estudio, que son aquellos tomados en consideración a la hora de valorar los resultados de las mediciones:

- La fuerza de bruñido, *F*; que está relacionada con la pre-carga con la que se ajusta la herramienta (75-90-100N).
- La velocidad de alimentación de la herramienta de bruñido, *Va* (400-500-600mm/min).
- El número de pasadas, *N* (1-3-5).

En la figura 4.47 se muestra de forma gráfica, un resumen de los valores registrados en los ensayos, que fueron tomados como la media de una muestra de 9 valores en cada prueba. El error total de la medición es el resultado de la suma del error de precisión cometido al medir, más el error del objetivo del durómetro, más el error estadístico de la medición.

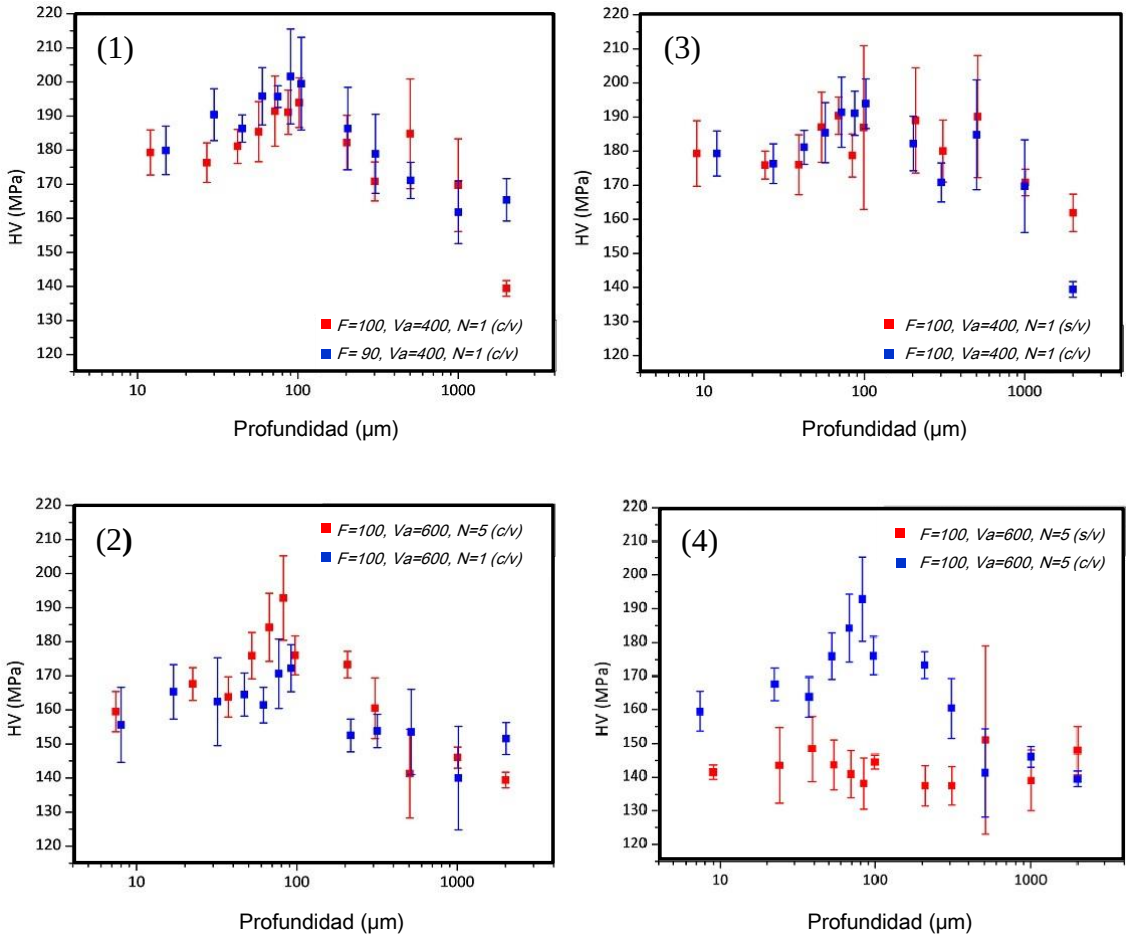


Figura 4.47. Micro-dureza medida en el perfil de la pieza de trabajo obtenido con fuerzas de 90N y 100N. (1)-Va=400mm/min y N=1 con vibraciones (c/v); (2)- Va=600mm/min y N=5 con vibraciones (c/v); (3)- Va=400mm/min y N=1 con vibraciones (c/v) y sin vibraciones (s/v), (4)- Va=600mm/min y N=5 con vibraciones (c/v) y sin vibraciones (s/v)

4.3.1. Comentarios sobre los resultados de las mediciones de dureza superficial

Del análisis de los resultados de dureza se deduce que, en el rango estudiado, la fuerza de bruñido aplicada con vibración no afecta al perfil de durezas de manera significativa, si bien en el caso de 5 pasadas (figura 4.47-(4)), parece más notoria la diferenciación. Cuando se mantienen constantes la velocidad de avance (*Va*=400mm/min) y el número de

pasadas (*N*=1) existe un endurecimiento del material situado a unas 100μm de profundidad, tal como se puede apreciar en la figura 4.47-(1).

El endurecimiento de esta zona aumenta cuando aumenta el número de pasadas (figura 4.47-(2)), pero comparando los valores de dureza obtenidos a distintas velocidades, éstos disminuyen cuando aumenta la velocidad de desplazamiento de la herramienta de bruñido. Por otra parte, se produce endurecimiento de la zona de material situada a unos 100μm de profundidad cuando la velocidad de avance del bruñido asistido con vibraciones es de 400mm/min (*C/V*) y cuando se trata del bruñido convencional (*S/V*) (figura 4.47-(3)), pero este endurecimiento no es apreciable cuando la velocidad aumenta hasta 600 mm/min sin vibraciones y sin embargo, se mantiene cuando hay presencia de las vibraciones, como se puede ver en la figura 4.47-(4).

De manera general, el aumento de la dureza de la superficie alcanza un máximo entre las 80-100μm de profundidad, y coincide con el decrecimiento del comportamiento de las tensiones residuales a compresión, como podrá verse en los análisis de los experimentos sucesivos para dicho indicador. En cualquier caso, el incremento en la microdureza producido tras el bruñido en el aluminio previamente fresado, está en torno al 5% en la condición de bruñido convencional y del 6% en la condición de asistido con vibraciones.

Se puede afirmar entonces que, en un rango de parámetros controlado, el bruñido con bola contribuye a incrementar la dureza superficial de las piezas en las que se realiza. Este resultado es alentador, teniendo en cuenta que aumentando la dureza superficial de un material se aumenta su resistencia al desgaste. Esta conclusión aumenta el valor de uso de este proceso de deformación plástica, ampliando su espectro de aplicaciones.

4.4. CUARTO EXPERIMENTO. Determinación del perfil de dureza tras el bruñido en el acero G10380

El perfil de dureza tras el bruñido (convencional y asistido con vibraciones) también ha sido ensayado en las probetas de acero G10380, graficadas en la figura 4.1. Al igual que en el experimento anterior se determinó el perfil de durezas desde la superficie de las piezas bruñidas hacia el interior, hasta alcanzar los 2mm de profundidad. El procedimiento se ha

efectuado de manera similar que en el aluminio, pero aplicando una fuerza de 0,029N durante un tiempo de 10s.

Se han vuelto a evaluar los tres parámetros que se han venido analizando, así como su influencia sobre las mediciones de micro-durezas. Tanto la velocidad de avance (400-500-600mm/min) como el número de pasadas (1-3-5) y la fuerza (75-90-110N) se mantiene igual para los ensayos sobre el acero.

En la figura 4.48 que se presenta a continuación, se pueden observar los gráficos comparativos de los resultados obtenidos tras medir el perfil de durezas en este otro material. Como se podrá comprobar, se han utilizado para las comparaciones, los mismos experimentos escogidos en el aluminio, con vistas a poder corroborar las diferencias en cada material.

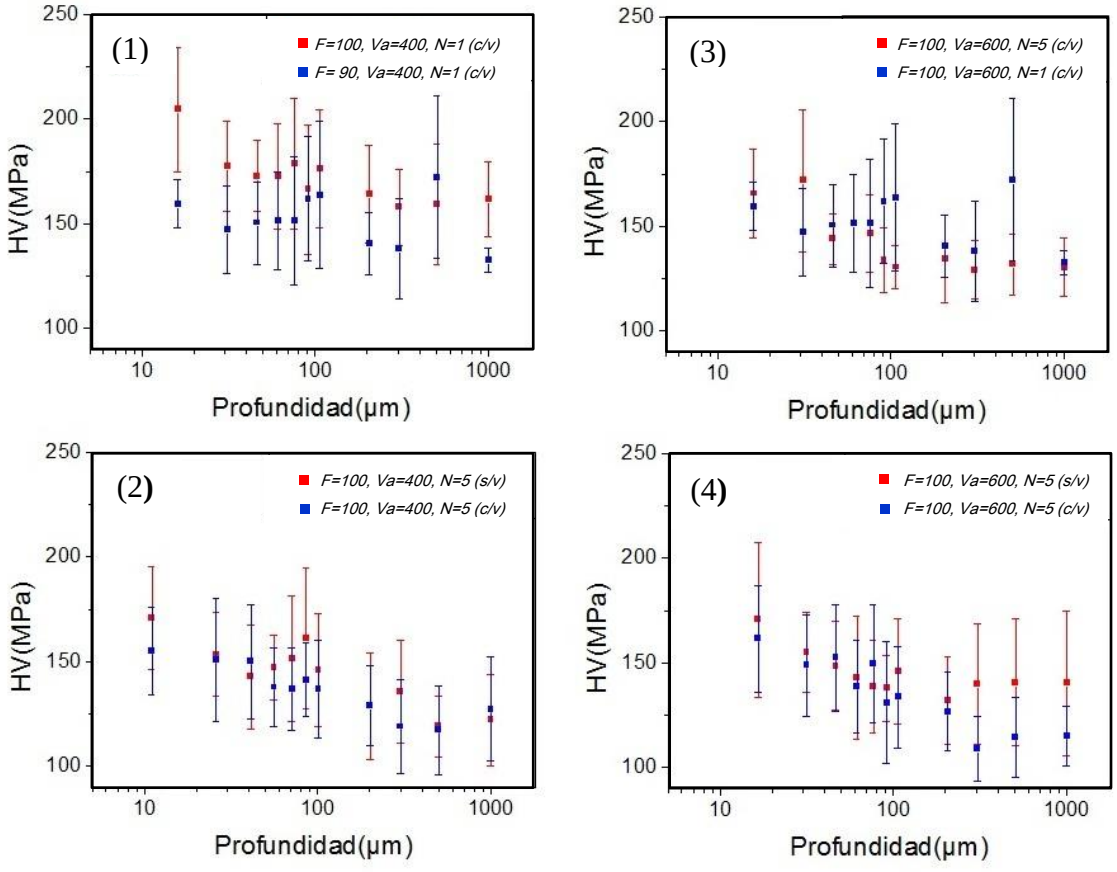


Figura 4.48. Micro-dureza medida en el perfil de la pieza de trabajo obtenido con fuerzas de 90N y 100N. (1)-Va=400mm/min y N=1 con vibraciones (c/v); (2)- Va=400mm/min y N=5 con vibraciones (c/v) y sin vibraciones (s/v); (3)- Va=600mm/min y N=1 con vibraciones (c/v), (4)- Va=600mm/min y N=5 con vibraciones (c/v) y sin vibraciones (s/v)

4.4.1. Comentarios sobre los resultados de las mediciones de dureza superficial

A primera vista se puede observar que los resultados son muy similares a los ya obtenidos con la pieza de aluminio; es decir, la fuerza adicional proporcionada por la asistencia con vibraciones no parece variar de manera significativa el perfil de dureza en una condición con respecto a la otra.

Por ejemplo, en la figura 4.48-(2) y 4.49-(4) en las que se trabaja a fuerzas máximas y máximo número de pasadas, no se aprecia una variación importante entre aquellas piezas que han sido bruñidas con la asistencia de las vibraciones y las que se han bruñido de manera convencional. Hasta una profundidad de 80-100µm pueden observarse un cierto endurecimiento en toda la zona; sin embargo, a medida que se evalúan las capas más profundas se puede corroborar muy poca variación. En este caso, en el que la única variable dependiente es la velocidad de avance, podía concluirse que a velocidades más altas la asistencia con vibraciones contribuye con el empeoramiento de los resultados.

El parámetro fuerza por su lado, tampoco revela cambios significativos. En la figura 4.48-(1), en la que se muestran dos ensayos en los que se mantienen constantes la velocidad de avance y el número de pasadas, la pequeña variación en las fuerzas (de 90N a 100N), sólo se hace notoria en las capas más superficiales, entre las 10-50µm, donde el endurecimiento se hace más visible. A otras profundidades, una diferencia de fuerza de 10N no parece introducir demasiados cambios.

En lo referido al número de pasadas, los resultados se desmarcan un poco de los obtenidos con el otro material ensayado. El hecho de realizar cinco pasadas o solo una, no parece introducir modificaciones relevantes, cuando el resto de parámetros es constante. Tal es el caso, por ejemplo, del gráfico 4.48-(3) en el que a partir de 50µm, más pasadas empeoran el resultado.

Con independencia de las pequeñas variaciones ya comentadas, de manera general el aumento de la dureza de la superficie alcanza valores máximos hasta las 100µm de profundidad, como ya ocurrió en el aluminio. Además, en este caso también coincide con el decrecimiento del comportamiento de las tensiones residuales a compresión, que comienza a ocurrir en torno a esta profundidad, como podrá verse en los análisis de los experimentos sucesivos.

En valores porcentuales, el incremento en la microdureza producido tras el bruñido en el acero ensayado, previamente fresado, está en torno al 4% en la condición de bruñido convencional y del 5% en la condición de bruñido asistido con vibraciones. A pesar de ser resultados discretos, es posible afirmar que el bruñido con bola contribuye a incrementar la dureza superficial de las piezas en las que se realiza. Otros autores [49] también afirman la influencia de las vibraciones a la hora de aumenta las fuerzas que actúan en el sistema, haciendo cualquier tratamiento más factible.

4.5. QUINTO EXPERIMENTO. Medición de las tensiones residuales compresivas en el aluminio A92017 y el acero G10380

Otro de los beneficios relacionados con el bruñido con bola, es su capacidad de introducir tensiones residuales en capas internas de los materiales bruñidos. Por esta razón, las siguientes mediciones se realizan con el objetivo de verificar este comportamiento.

Las tensiones residuales internas de la estructura de un material son aquellas que existen en él, cuando no hay presencia de solicitaciones ni de cargas externas. Los procesos de deformación plástica son la causa más común de introducción de tensiones residuales a compresión, aunque esta generalización no excluye los procesos de mecanizado, soldadura, tratamientos térmicos, etc., que también introducen tensiones en los materiales tratados.

Además de estos procesos, las tensiones pueden ser introducidas también a lo largo de la vida útil de los materiales, producto de procedimientos de montaje, por sobrecargas ocasionales, por efectos de asentamiento del suelo, o por cargas muertas que terminan integrándose en la estructura.

Sin embargo, la introducción de tensiones residuales en los materiales no es un proceso trivial. Sus efectos pueden ser beneficiosos o perjudiciales, dependiendo de la magnitud, el sentido y la distribución de dichas tensiones con respecto a las introducidas por cargas.

En cualquier caso, la introducción de las vibraciones como asistencia debe favorecer el proceso de introducción de tensiones compresivas en capas más internas. E conocido que la acción de las ondas vibratorias disipan una potencia que ayuda a liberar las dislocaciones presentes en las capas más externas del material, como ya explicó Holstein en 1959 [50].

La consecuencia más importante es que, mediante la introducción de vibraciones en el proceso, los mismos resultados que sin ellos se pueden obtener más rápidamente y más fácilmente.

Para medir las tensiones residuales en los materiales se pueden utilizar diferentes métodos. Entre los más comunes se encuentran el método del taladro, el de ruido de Barkhausen y la difracción por rayos-X. De todos los mencionados, este último es el más ampliamente aceptado para la medida de tensiones residuales en materiales cristalinos, gracias a su exactitud. Dicho método ha sido el elegido para realizar las correspondientes mediciones, tal como se explicará a continuación.

Las tensiones se calcularon según el método de $sen^2\Psi$ [51] que considera que la variación de la distancia entre un mismo tipo de planos cristalinos *d*, de un material, es consecuencia de las tensiones residuales presentes en dicho material. La variación en el espaciado interplanar (d_Ψ) según el ángulo de inclinación de la muestra (Ψ) para un mismo ángulo de incidencia (θ) se calculó a partir del desplazamiento de los picos de difracción obtenidos de acuerdo con Ψ. Las mediciones se realizaron en un difractómetro PANalytical PRO X Pert con un detector sensible a la posición (PSD) configurado en el modo de escaneo en función del ángulo de difracción 2θ. Las medidas se realizaron directamente sobre la superficie de la probeta y el área iluminada fue constante. El valor de las tensiones residuales (σ_φ) en cada condición de bruñido se calculó a partir de los valores experimentales ajustados a la ecuación:

$$\frac{d_\psi - d_0}{d_0} = \frac{1+\nu}{E}.\sigma_\varphi.\frac{1}{sen^2\psi} - \frac{\nu}{E}(\sigma_{11}+\sigma_{22}) \qquad (4.2)$$

Donde *E* y *ν* corresponden al módulo de Young y al coeficiente de Poisson respectivamente, y σ_{11} y σ_{22} corresponden a las tensiones principales del estado de tensión plano de la zona de material estudiada y d_o a la distancia interplanar cuando el ángulo de inclinación de la muestra Ψ=0.

Las tensiones residuales se estimaron por difracción de rayos-X, como ya se ha mencionado, en las regiones tratadas con el bruñido con bola en las dos condiciones en estudio (bruñido convencional y asistido con vibraciones) en cada muestra de acero y de

aluminio. Los principios básicos de este método se basan en la medición de la tensión para determinar el estrés por la teoría clásica de la elasticidad, y consiste en medir los espaciados interatómicos que son alterados por tensiones elásticas. Las tensiones debidas a los cambios en el espaciado interplanar se determinan por la ecuación (4.3), que resulta de (4.2):

$$\sigma_{\varphi} = \left(\frac{d_{\psi} - d_{90^{\circ}}}{d_{90^{\circ}}}\right)\left(\frac{E}{1-\nu}\right)\left(\frac{1}{sen^2\,\psi}\right) \tag{4.3}$$

Donde $d_{90^{\circ}}$ y d_{Ψ} son el espaciado interplanar entre planos que son paralelos a la superficie de la muestra y la variación en el espaciado interplanar (ya mencionada), respectivamente.

Según la ley de Bragg (4.4), se pueden estudiar las direcciones en las que la difracción de rayos-X sobre la superficie de un cristal produce interferencias, dado que esta permite predecir los ángulos en los que los rayos-X son difractados por un material con estructura atómica cristalina.

$$m\lambda = 2dsen\alpha \tag{4.4}$$

Donde λ es la longitud de onda de los rayos-X, m es el número entero de longitudes de ondas que hay entre rebotes, d es la distancia entre los planos de la red cristalina y α es el ángulo entre los rayos incidentes y los planos de dispersión.

Teniendo en cuenta la ley de Bragg, las tensiones debidas a los cambios en el espaciado interplanar se pueden determinar por la ecuación (4.5).

$$\sigma_{\varphi} = \left(2\theta_{90^{\circ}} - 2\theta_{\psi}\right).\frac{cot\theta}{2}\left(\frac{E}{1-\nu}\right)\frac{1}{sin^2\,\psi} \tag{4.5}$$

Para aumentar la sensibilidad a pequeñas variaciones en los espaciados d, mejorando así la resolución en la determinación de las tensiones residuales, es necesario calcular las tensiones de los ángulos de difracción más altos posibles. Es importante, por tanto, la elección de la longitud de onda de la radiación y la familia de planos cristalinos para el ángulo más amplio de la longitud de difracción. El análisis se realizó tanto en las muestras de acero como de aluminio (4 en total, 2 de ellas bruñidas de manera convencional y 2 asistida con vibraciones), con una radiación de cobre y cobalto, respectivamente, utilizando

difractómetro Panalytical X Pert PRO. Se realizó también un análisis de fase de los dos materiales, para determinar el plano de cristal con la mejor resolución. En la figura 4.49 se pueden observar los difractogramas obtenidos.

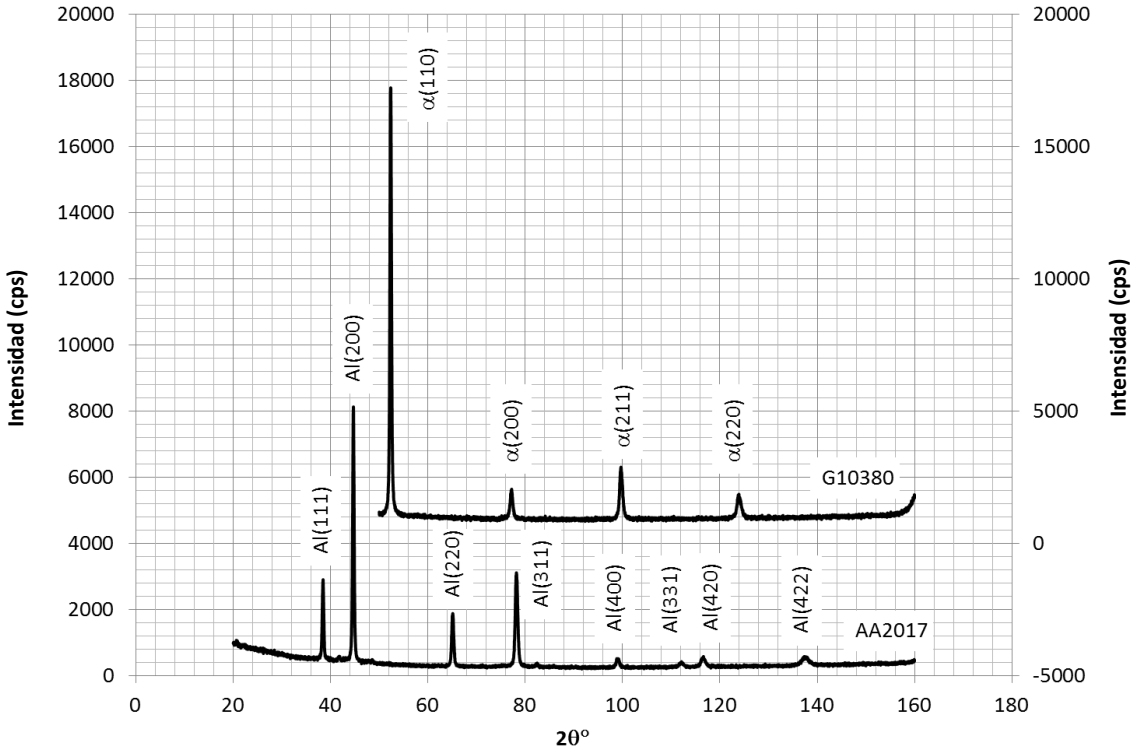


Figura 4.49. Espectro de difracción de rayos-X de aluminio A92017 y del acero G10380

Las tensiones residuales se determinan a partir de las variaciones de las distancias entre los planos cristalinos {220} en el acero y las variaciones en las distancias entre los planos cristalinos {422} del aluminio. Todas las condiciones de medición aparecen a continuación en la en la tabla 4.20.

Tabla 4.20 Parámetros para el análisis de la difracción de rayos-X

Materiales	**Radiación por rayos-X**	**Filtro K_β**	**Método de exploración PSD**	**Número de ψ**
A92017	Cu ($\lambda_{K\alpha1}$=1.540598Å)	Níquel		7 (50 min por φ)
G10380	Co ($\lambda_{K\alpha1}$=1.78901Å)	Hierro	121° a 127°	7 (50 min por φ)

Los cambios en el ángulo de difracción θ como una función del ángulo ψ se muestran en la figura 4.50. En la figura 4.50-(1) se observa el comportamiento del aluminio y en la 4.50-(2) el del acero. A partir de estos desarrollos es posible trazar la variación de la distancia

entre los planos de la red cristalina *d*, basada en el $sen^2\Psi$. Los valores de dicha evolución se muestran en los gráficos de la figura 4.51. Dado el alto coeficiente de determinación de interpolaciones lineales que muestran los cambios en el espaciado reticular en oposición a $sen^2\Psi$, es posible afirmar que no hay influencia de tensiones de cizallamiento en la superficie.

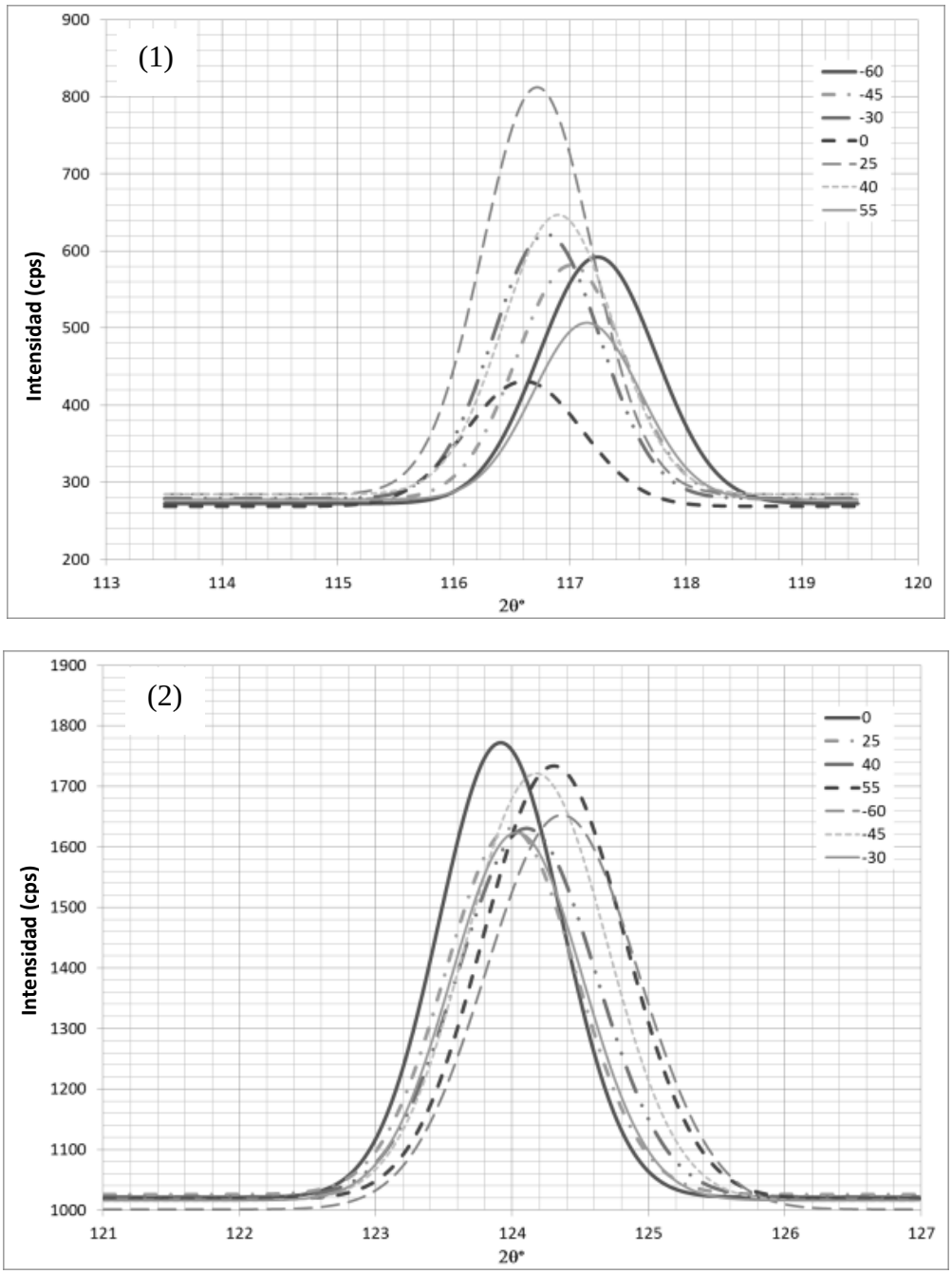


Figura 4.50. Evolución de ángulo de difracción 2θ en función de los ángulos Ψ
(1) Aluminio A92017 con vibraciones, (2) Acero G10380 con vibraciones

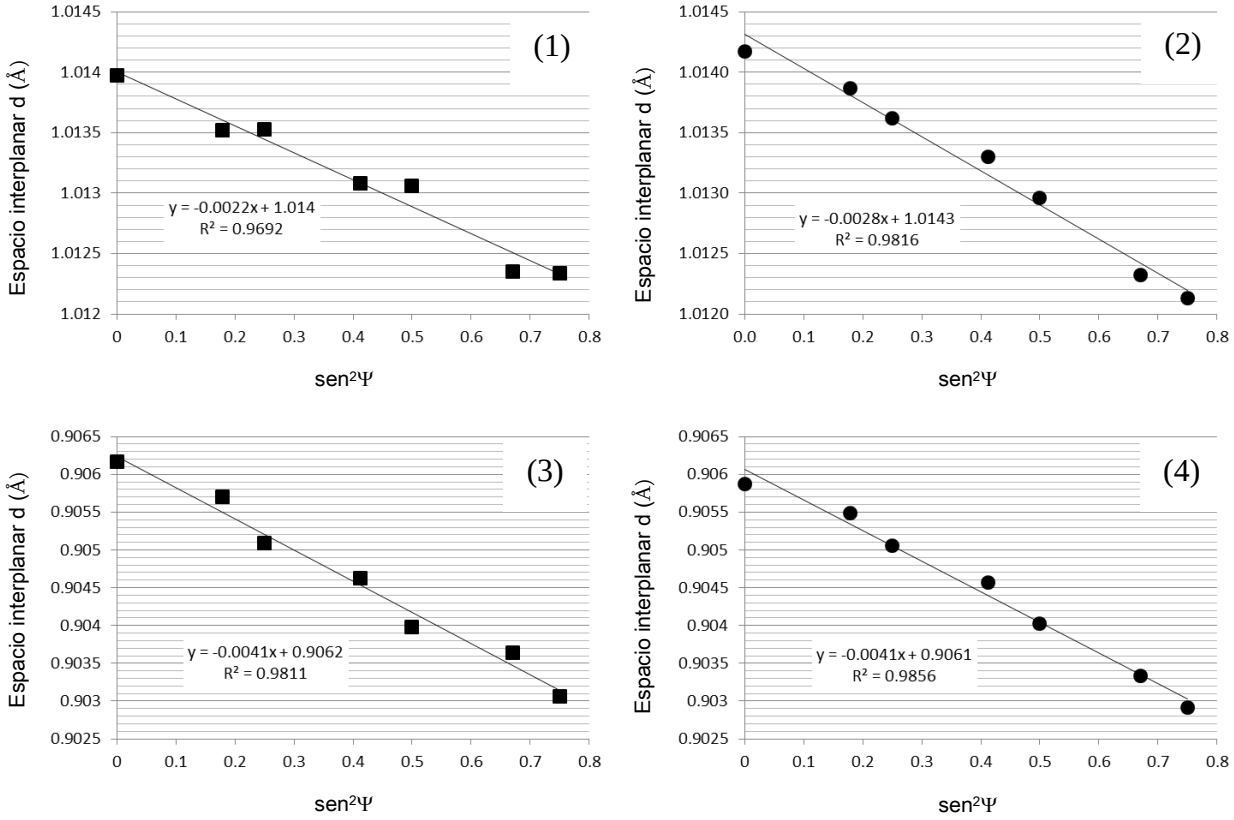


Figura 4.51. Evolución del espacio interplanar d, basado en sen^2 Ψ (1)-Acero sin vibraciones, (2)-Acero con vibraciones, (3)-Aluminio sin vibraciones, (4)-Aluminio con vibraciones

4.5.1. Resultado de las mediciones en el aluminio A92017

A continuación se muestra una tabla con los resultados de las mediciones realizadas en las piezas de aluminio, divididas en 4 experimentos, con velocidad de avance *Va*=500mm/min dos números de pasadas diferentes (1 y 3) y dos de las fuerzas empleadas en el estudio (90 y 100N). La velocidad de avance se toma constante porque como se ha visto con anterioridad, no es un parámetro significativo en los ensayos realizados, en el rango de valores escogido. Los experimentos de rayos-X son muy costosos, es por ello que se decidió optar por tomar solo dos variables.

Tabla 4.21 Mediciones de tensiones residuales en el aluminio

			Sin vibraciones			**Con vibraciones**		
Nº Exp.	***F* (N)**	**N Pasadas**	**Valor medido (MPa)**	**Mejora tras bruñir**		**Valor medido (MPa)**	**Mejora tras bruñir**	
				Δ(MPa)	**%**		**Δ(MPa)**	**%**
1	100	1	-232	-158	214	-228	-180	376
2	90	1	-235	-161	217	-219	-171	356
3	100	3	-267	-193	260	-233	-193	403
4	90	3	-215	-141	190	-192	-144	299
Tensiones de la pieza antes de ser bruñida			-74			-48		

4.5.2. Resultado de las mediciones en el acero G10380

En la tabla 4.22 se muestran los resultados de las mediciones para el acero, divididas en cuatro ensayos diferentes. La velocidad de avance se ha mantenido igual que en el aluminio (500mm/min), así como el resto de los parámetros sometidos a estudio (*F*=90-100N y *N*=1-3 pasadas).

Tabla 4.22 Mediciones de tensiones residuales en el acero

			Sin vibraciones			**Con vibraciones**		
Nº Exp.	***F* (N)**	**N Pasadas**	**Valor medido (MPa)**	**Mejora tras bruñir**		**Valor medido (MPa)**	**Mejora tras bruñir**	
				Δ(MPa)	**%**		**Δ(MPa)**	**%**
1	100	1	-384	-171	80	-485	-205	73
2	90	1	-440	-226	106	-545	-265	95
3	100	3	-451	-238	111	-551	-272	97
4	90	3	-443	-230	108	-535	-255	91
Tensiones de la pieza antes de ser bruñida			-213			-280		

4.5.3. Comentarios sobre los resultados de las mediciones de tensiones residuales

Como se puede observar en las dos tablas (4.21 y 4.22) los resultados son positivos tanto para el acero como para el aluminio. El hecho de poder demostrar que el bruñido introduce tensiones residuales en ambos materiales es muy positivo, ya que este fenómeno contribuye al aumento de la vida útil a fatiga de las piezas, como ya se ha comentado; además de constituir otro de los planteamientos de esta tesis.

El incremento se puede corroborar al comparar los valores que se obtienen en las zonas bruñidas con respecto a aquellos que tenían las zonas únicamente fresadas. Este comportamiento es idéntico para las probetas bruñidas por el método convencional, y para las que se bruñeron asistidas con vibraciones. Aunque los valores de tensiones residuales en las piezas que sólo han sido fresadas, no son idénticos (como se puede observar en las tablas presentadas), las tensiones residuales medidas después de ambos tipos de bruñido no muestran diferencias significativas que destacar.

Estos resultados inducen a algunos autores a pensar que la distribución de la tensión inicial no afecta de manera relevante la tensión residual producida durante el bruñido con bola [52]. Por otro lado, la profundidad de penetración efectiva de los rayos-X es aproximadamente 30μm en la mejor condición experimental (Ψ=0) y es muy baja en comparación con las 80-100μm de profundidad en las que, como se ha visto, se obtiene el máximo de dureza. Sin embargo, otros autores hay afirmado que las tensiones residuales compresivas tras el bruñido han llegado a encontrarse entre las 100-200μm [53].

De los ensayos realizados para medir las tensiones residuales a compresión, se puede concluir que el bruñido aumenta dichas tensiones en torno a las 100μm; dato este que correlaciona coherentemente con los obtenidos en las mediciones de micro-durezas. Este fenómeno ocurre en las dos condiciones sometidas a evaluación. Cuando se bruñe de manera convencional los incrementos en las tensiones son del orden del 120%, y cuando se bruñe con la asistencia de las vibraciones, dichos incrementos son de alrededor de un 8-10% adicional.

CAPÍTULO 5

Estudio experimental de la huella dejada por la herramienta de bruñido con bola

En la bibliografía científica sobre el bruñido con bola se aprecia un interés generalizado en ejercer un control preciso sobre una serie de parámetros que son determinantes para los resultados que pueden alcanzarse. Como proceso complejo de deformación plástica, ejercer este control conlleva el estudio y análisis de gran cantidad de elementos que intervienen en paralelo. La fuerza ejercida por la herramienta de bruñido, que se traduce en la profundidad de penetración de la bola, la velocidad de avance o el ancho de pasada lateral, son muy importantes a la hora de validar los resultados, como ha podido apreciarse en el capítulo precedente, correspondiente a los experimentos fundamentales realizados en esta tesis. Varios estudios, como los referenciados en [54-55], profundizan en muchos de estos parámetros, e intentan arrojar luz sobre todo aquello que ejerce influencia sobre los efectos del bruñido.

Sin embargo, hay una gran diversidad de consideraciones en los trabajos referidos a la influencia de los indentadores, y de los parámetros establecidos como relevantes para el proceso de indentación, tal como se ha podido apreciar en la revisión teórica previa a este estudio, por lo que se ha considerado recomendable analizar sólo aquellos que resulten significativos para el bruñido con bola.

Por esta razón, el presente capítulo tiene el objetivo de evaluar experimentalmente el comportamiento del fenómeno de la micro-indentación cilíndrica, con una bola de acero al cromo 100Cr6, en dos materiales con propiedades mecánicas diferentes: el aluminio A92017 y el acero G10380 (utilizados para todos los ensayos de esta tesis); con vistas a valorar los resultados obtenidos, comparar las diferentes condiciones de trabajo y realizar las correspondientes recomendaciones.

Resulta oportuno antes de concluir con las propuestas experimentales que han validado los planteamientos teóricos de este trabajo, abordar el estudio del ancho del paso lateral, como un parámetro relevante dentro del bruñido con bola, y que ha sido excluido de los experimentos del capítulo anterior, considerándose constante en todas las condiciones ensayadas.

5.1. Aspectos teóricos sobre la indentación de superficies planas

La cantidad de información relacionada con el estudio del comportamiento de un indentador y sus efectos sobre los materiales es abundante, sobretodo porque se ha abordado desde enfoques muy diversos. Los métodos de indentación son ampliamente utilizados en la caracterización de materiales, si bien existen múltiples simplificaciones teniendo en cuenta la complejidad de la obtención de un modelo único que integre todos los parámetros que intervienen en el complejo proceso de deformación plástica.

Tanto analítica como experimentalmente, muchos estudios han demostrado que el ancho de la pasada lateral es un parámetro significativo en el bruñido con bola. Estas afirmaciones aparecen en trabajos como los referenciados en [54, 31]. En función de los valores que tome este parámetro, la herramienta tendrá que deformar un material que estará más o menos endurecido. En un primer caso, si la distancia de pasada lateral entre un recorrido de la herramienta y el siguiente, es mayor que el ancho de la superficie de contacto entre la bola y la pieza, entonces el paso lateral no afectará los resultados del proceso, pues el material que se deforma no ha sido bruñido en una pasada previa. En un segundo caso, si por el contrario, el paso lateral es menor que la superficie de contacto entre la bola y la pieza, entonces sí que afectará a los resultados del proceso, ya que una parte del material a bruñir ha sido bruñido en una pasada previa, con lo cual estará endurecido. En cualquier

caso, poder predecir el sitio adecuado por el que deberá pasar la bola en cada pasada, es una ventaja incuestionable para la optimización del proceso de bruñido.

De manera general, en el caso de la distancia de pasada lateral se nota más la influencia en los valores de rugosidad medidos en el sentido perpendicular al avance de la herramienta, porque es ésta distancia, la que define justamente el perfil que se mide. El comportamiento es bastante poco lineal, pero para menores anchos de pasada se obtienen valores de rugosidad también menores [31].

Como se trata de un proceso de deformación plástica, el material se ve afectado por otro fenómeno sobre el que también ejerce influencia el ancho de pasada lateral: el apilamiento. El apilamiento, o hundimiento en su caso, se produce cuando un indentador penetra en la superficie de un material empujado por una fuerza externa, dejando en dicho material una huella cuyas características dependerán de diferentes factores. Este fenómeno ampliamente abordado por estudios como el de X. Hernot, *et al.* [54], demuestra la importancia de analizar y comprender la influencia de la penetración de un indentador sobre las propiedades mecánicas de una pieza.

En el fenómeno de la indentación se pone de manifiesto el mecanismo de contacto entre dos cuerpos, estableciéndose una fuerza de contacto entre ellos y una distribución de esfuerzos a través de ambas superficies, resultando que, en algunos materiales se apila y en otros no (figura 5.1).

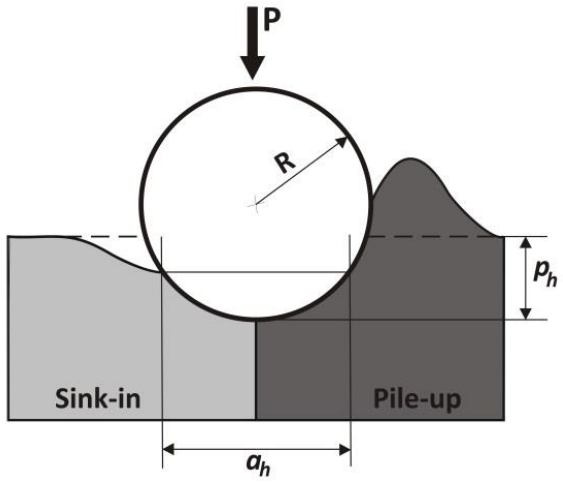


Figura 5.1. Esquema del contacto entre un indentador esférico y una pieza de trabajo. Fenómeno del apilamiento (derecha) y del hundimiento (izquierda); donde, a_h es el ancho de la huella, p_h es la profundidad de la huella, R en es radio del indentador y P es la carga aplicada

Otros estudios le otorgan la mayor importancia a las propiedades y características del indentador [55], analizando la influencia de la geometría del elemento que penetra en la pieza, sobre la profundidad de penetración y la micro-dureza, para el caso de indentadores axil-simétricos en comparación con indentadores del tipo Berkovich.

Sin duda alguna el comportamiento del auto-endurecimiento del material indentado, subyace en muchos de los trabajos consultados, siendo ésta una de las consideraciones más evaluadas tanto analítica como experimentalmente. Tal es el caso del estudio de X.L. Gao [56], que propone una solución analítica para el problema de una esfera de paredes gruesas sometida a tensiones internas, y sus efectos sobre el endurecimiento producido por la deformación plástica resultante de la indentación. Este autor aporta una nueva solución basada en la teoría del gradiente de deformación plástica, considerando la ley generalizada de Hooke para representar la respuesta del material en la zona elástica. Este nuevo supuesto, que considera el efecto del tamaño del indentador, propone una ampliación de los modelos de indentación mecánica existentes hasta ese momento. Otros modelos son desarrollados en artículos posteriores por este mismo autor [57], en los que se refuerza la teoría de que la dureza se ve significativamente afectada por el endurecimiento por deformación producido por la indentación.

Desde esta misma perspectiva del mecanismo basado en el gradiente de deformación plástica, otros autores hacen estudios sobre la indentación, como es el caso de S. Qu, *et al.* [58] que, a partir del modelo de las dislocaciones de Taylor [59-60], establece valores para la dureza obtenida considerando una indentación simple con un indentador esférico en función del radio de éste. Se utiliza el método de elementos finitos para realizar la predicción y se corrobora que concuerda con la mayoría de los datos experimentales. Comparando dichos resultados con los estudios realizados por otros autores con indentadores de geometría diferente, como los presentados por Nix y Gao [61], que utilizan un penetrador cónico agudo, puede concluirse que la falta de coincidencias indica que, al menos la dureza y el material apilado, es dependiente de la geometría del indentador, por lo que en el caso del bruñido con bola no se considerarán, a modo de referencias, las conclusiones resultantes de estudios con indentadores con otras características geométricas. Los autores demuestran que sus resultados si concuerdan con los presentados por Carpinteri y Pugno [62], que también emplean un indentador esférico.

En otros artículos como el de Sampath K. Vanimisetti, *et al.* [63] se analiza el comportamiento de otros fenómenos no menos importantes dentro del proceso de micro-indentación, como pueden ser la resistencia del material a la fluencia, o la presencia de tensiones residuales en la respuesta a la penetración, pudiéndose concluir que ambas se ven afectadas por la indentación y que evolucionan proporcionalmente.

La importancia del estudio del comportamiento de las indentaciones en el bruñido con bola, radica en su repercusión directa sobre el apilamiento o hundimiento que produce sobre el material bruñido, siendo esta información determinante a la hora de establecer el ancho de la pasada lateral. Sin embargo, en la realidad, el apilamiento no depende sólo del coeficiente de endurecimiento por deformación, tal como afirma Hernot, X., *et al.* [54], como suele considerarse en muchos casos, si bien estos propios autores aseguran que bastantes trabajos aceptan que el grado de apilamiento o hundimiento es una función única de dicho exponente *n*, tal que si $n<0{,}25$ el material se hunde y si $n>0{,}25$ el material se apila [64]. Esta importancia otorgada al coeficiente de auto-endurecimiento en el fenómeno de la indentación, ha despertado el interés investigativo por obtener una interpretación geométrica convenientemente relacionada con *n*. Tal es el caso del parámetro c^2, que puede ser calculado, por ejemplo, a través de la ecuación (5.1), que para pequeñas profundidades tiene la siguiente interpretación física: es la relación que se establece entre la profundidad de contacto y la profundidad total de penetración (ya esquematizadas en la figura 5.1).

$$c^2 = \frac{a_h^2}{2Rp_h} \tag{5.1}$$

Por tanto, el parámetro c^2 cuantifica el grado de apilamiento o de hundimiento durante la prueba de indentación, resultando que: si $c^2<1$ el material se hunde y si $c^2>1$ el material se apila. La relación entre *n* y c^2 ha sufrido varias aproximaciones, cuya evolución se muestra a través de las siguientes expresiones. La ecuación (5.2) muestra la propuesta desarrollada por Matthews en 1980 [65]:

$$c^2 = \frac{15}{2}\left(1+\frac{n}{2}\right)^{2\left(\frac{1-n}{n}\right)} \tag{5.2}$$

Posteriormente, en 1989, Hill *et al.* [66] expresan una nueva aproximación entre *n* y c^2 (5.3):

$$c^2 = \frac{5}{2}\left(\frac{2-n}{4+n}\right) \tag{5.3}$$

Unos años más tarde, en 1998, Taljat *et al.* [67], enuncian una nueva solución basada en un ajuste experimental (5.4):

$$c^2 = \frac{1}{4}(5 - 3n^{0,7}) \tag{5.4}$$

Más recientemente, en el año 2000, Alcala *et al*. [68] reformulan la ecuación utilizando los resultados experimentales de su investigación, quedando c^2 según se expresa en (5.5):

$$c^2 = 1{,}276 - 1{,}748n + 2{,}451n^2 - 1{,}469n^3 \tag{5.5}$$

La gran cantidad de investigación destinada a la optimación en el cálculo de este parámetro, se debe al hecho de que c^2 no es perfectamente estable en su comportamiento. Sin embargo, si se realiza un gráfico comparativo entre las aproximaciones propuestas (figura 5.2), tal como lo han representado X. Hernot *et al.*, puede observarse la similitud entre todas las aproximaciones de los diferentes investigadores.

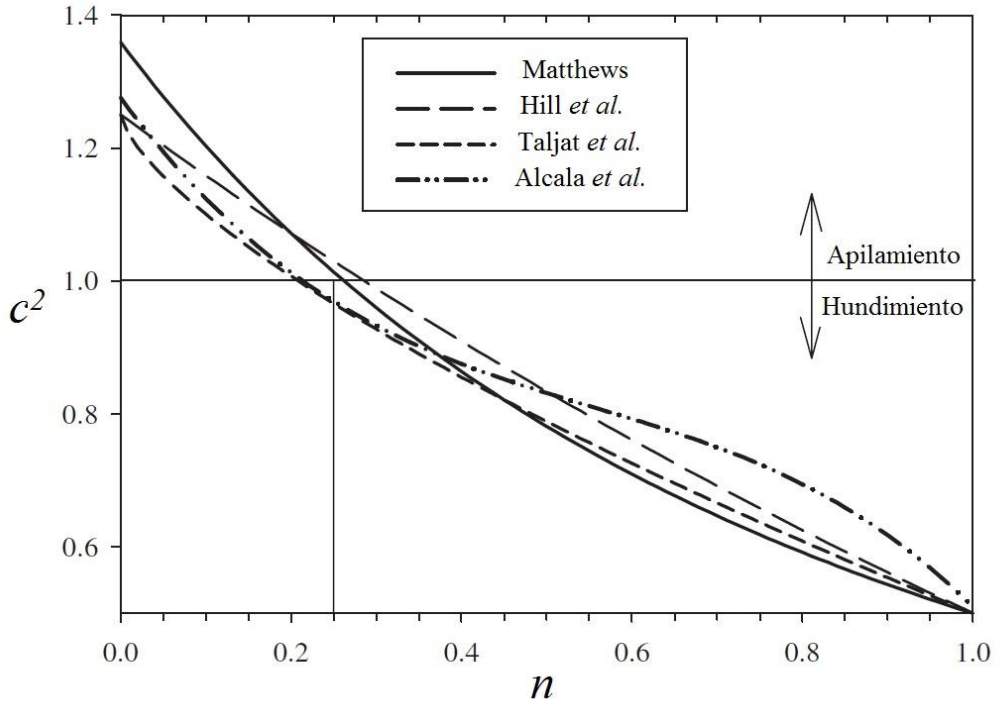


Figura 5.2. Evolución del parámetro c^2 en función de n presentado por [54]

De manera general podría decirse que la mayoría de los autores han realizado las siguientes consideraciones con respecto al parámetro c^2:

- Cuando un material se deforma elásticamente c^2 es constante e igual a 0,5.
- Cuando la tensión bajo el indentador es mayor que la tensión de fluencia, c^2 aumenta con la profundidad durante una etapa llamada "régimen de indentación elasto-plástico".
- Para profundidades muy altas c^2 vuelve a ser constante en una etapa llamada "régimen completamente plástico". En este caso se relaciona c^2 con el exponente de endurecimiento por deformación, *n*, del material indentado.
- El apilamiento predomina cuando el exponente de endurecimiento, *n*, es bajo.
- Simulación por elementos finitos muestran que la tensión de fluencia del material σ_y, tiene influencia sobre c^2.
- El aumento del coeficiente de fricción entre un indentador esférico y el material, puede reducir el radio de contacto durante el apilamiento, y por tanto, afectar el valor de c^2.
- No hay relación entre el área de contacto y el desplazamiento del indentador en régimen elasto-plástico.
- En régimen totalmente plástico, para profundidades muy elevadas, el comportamiento de c^2 no está claramente definido.

A manera de resumen, si se tiene en cuenta la primera consideración argumentada, puede anticiparse que los dos materiales sometidos a estudio en esta tesis se comportarán de manera diferente en cuanto al apilamiento. El aluminio A92017, con n=0,26 se apilará, mientras que el acero G10380 con n=0,19 se hundirá únicamente. Si se considera a su vez la aproximación a través de c^2, vuelve a corroborarse que el aluminio teóricamente debe apilar mientras que el acero no debe hacerlo.

Otros autores referenciados previamente [64] coinciden en que la tensión de fluencia del material σ_y, se ve claramente afectada por la indentación y tiene influencia sobre c^2, que a su vez está relacionado con el módulo de Young, *E*. Entonces, el apilamiento también depende de la relación E/σ_y, que físicamente representa el recíproco de la deformación elástica del material que cede; por tanto, puede usarse como una medida de la cantidad de deformación que se acumula durante la indentación.

Es decir, si $E/\sigma_y=0$ el contacto es estrictamente elástico y se rige por las ecuaciones de la mecánica de contacto hertziana; pero si $E/\sigma_y=\infty$ la deformación plástica se rigidiza y hay gran acumulación alrededor de la huella de impresión.

Por todas las razones anteriormente expuestas, el estudio del fenómeno de la indentación se ha considerado de gran valor para esta tesis, no sólo por servir para evaluar la deformación plástica que deja la bola tras bruñir, cuya comprensión aportará información significativa sobre la magnitud de parámetros como el ancho de pasada lateral, como ya se ha afirmado, sino porque también la indentación afecta a las tensiones residuales y al valor de las durezas alrededor de la huella, que son dependientes de la cantidad de deformación permanente que se produzca, o flujo plástico del material.

Tanto el bruñido convencional como el asistido con vibraciones provocan la deformación plástica a partir de la aplicación de una fuerza crítica que actúa cuando la bola (el indentador) se pone en contacto con la pieza de trabajo. Después que dicha fuerza es retirada, se espera que exista cierta recuperación elástica, como ya se afirmado. Esta es la razón por la cual la magnitud de la fuerza es determinante, como se podrá observar en los datos experimentales que serán presentados más adelante.

Se cuenta con muchos trabajos en la actualidad que aseguran que existe una relación directa entre la deformación que sufren muchos metales y su estructura cristalina, responsable en gran medida de sus propiedades mecánicas, eléctricas, magnéticas, etc. Se sabe que dentro de un cristal los átomos se disponen ordenadamente y que oscilan alrededor de un punto de equilibrio dinámico. Dicha ordenación da lugar a estructuras tridimensionales que van construyendo una trama denomidada red de *Bravais*, que cuenta con varios tipos y sistemas diferentes.

Estas estructuras tridimensionales, a pesar de su complejidad y su alto nivel de organización, presentan defectos que dan como resultado, por ejemplo, la posibilidad de que el material pueda deformarse plásticamente, que es consecuencia del comportamiento de las dislocaciones, que no son más que regiones distorsionadas situadas entre dos zonas cristalinas perfectas. Es decir, el responsable de la deformación plástica es el movimiento de dichas dislocaciones, como ya se ha venido diciendo en varias ocasiones, por lo que un material se dejará de deformar plásticamente en cuanto el movimiento de las dislocaciones

se vea imposibilitado, siendo preciso un esfuerzo superior para seguir moviendo dichas dislocaciones, y en consecuencia, seguir deformando plásticamente el metal. Este es el fenómeno del endurecimiento por deformación, ya abordado también con anterioridad.

Los esfuerzos inducidos por el bruñido con bola, son del tipo cizallantes, que precisamente son los que motivan que las dislocaciones se deslicen dentro del material, formando un escalón de deformación. La deformación plástica macroscópica que se puede observar tras la indentación (o el bruñido en su caso), es la consecuencia del desplazamiento de las dislocaciones en respuesta a la tensión de cizalladura aplicada.

A modo de ejemplo, en la figura 5.3 puede observarse una comparación entre las huellas dejadas en el aluminio y en el acero tras la indentación realizada con la herramienta de bruñido. En este gráfico puede verse con claridad, el apilamiento de material en el aluminio, y la ausencia de este en el acero, tras haber sido indentados con la misma fuerza.

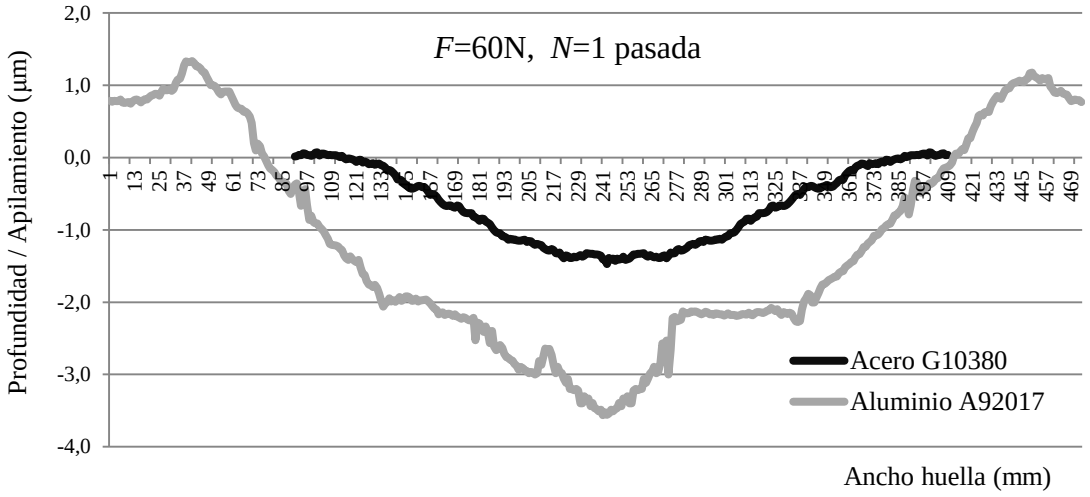


Figura 5.3. Fenómeno del apilamiento/hundimiento producto de la indentación en aluminio y acero, con la herramienta de bruñido (F=60N)

Para concluir la revisión bibliográfica que ha dado lugar a la información ya referenciada, y teniendo en cuenta que para que se produzca la deformación el material debe atravesar por etapas diferenciadas, abordadas ampliamente por el conocimiento científico, en los epígrafes siguientes se comentan de manera general, algunas consideraciones aceptadas para el estudio de cada una de ellas.

5.1.1. Región elástica

En el fenómeno de la indentación se pone de manifiesto el mecanismo de contacto entre dos cuerpos, estableciéndose una fuerza de contacto entre ellos y una distribución de esfuerzos a través de ambas superficies, que ya fue descrita por Hertz en el año 1882 [23]. Las ecuaciones componentes de la Ley de contacto de Hertz que describen este comportamiento, se llaman ecuaciones hertzianas [69-70], y consideran, entre otras condiciones, el contacto entre una esfera y un semiplano.

Según Hertz [71-72] el punto de contacto de un indentador esférico a_h (ancho de la huella), se encuentra relacionado con la carga aplicada P, el radio del indentador R y el Módulo de Young efectivo E_{eff}, mediante la ecuación (5.6).

$$a_h{}^3 = \frac{3}{4} \cdot \frac{P \cdot R}{E_{eff}} \tag{5.6}$$

Considerando el Módulo de Young y el coeficiente de Poisson de cada uno de los materiales, E_{eff} se puede reescribir de la siguiente manera, según [73-74].

$$\frac{1}{E_{eff}} = \frac{1 - v_i{}^2}{E_i} + \frac{1 - v_m{}^2}{E_m} \tag{5.7}$$

Siendo v_m y E_m el coeficiente de Poisson y el Módulo de Young del material de la pieza de trabajo respectivamente, y v_i y E_i los valores para el material de la esfera indentadora.

El estudio del efecto de la bola de bruñido sobre superficies planas, utilizando como referente el modelo hertziano, ha sido abordado en otros trabajos, como por ejemplo el de Li Lei, *et al.*, ya referenciado en [41]. En este caso, sus autores tratan el problema del comportamiento de la rugosidad superficial, analítica y experimentalmente, proponiendo un modelo en función de la deformación y la distribución de la fuerza aplicada. El modelo matemático propuesto es validado con los resultados de los ensayos.

5.1.2. Región plástica

Para evaluar el comportamiento de la región plástica se siguen los criterios que componen el régimen de Meyer. Cuando la deformación plástica es lo suficientemente grande comparada con la deformación elástica, ésta última puede ser despreciada.

Si un material es sometido a los esfuerzos provocados por el indentador, y se trata de un cuerpo rígido perfectamente plástico, aparecerán zonas en las que ocurrirá fluencia plástica y otras en las que no habrá deformación.

Según el estudio publicado por Daniel Esqué de los Ojos y Jorge Alcalá Cabrelles [75], las tensiones principales actuando perpendicularmente al plano de deformación vienen dadas por la expresión (5.8) [76]:

$$\sigma_3 = \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_2) \tag{5.8}$$

Donde σ_1 y σ_2 son las tensiones principales actuando en el plano de deformación. Bajo estas condiciones, los criterios de fluencia plástica de Tresca y von Mises quedan reducidos a (5.9), según [76]

$$|\sigma_1 + \sigma_2| = 2k \tag{5.9}$$

Donde *k* (tensión de cizalla constante en el plano de deformación) es $k = \frac{\sigma_y}{2}$ para Tresca o $\frac{\sigma_y}{\sqrt{3}}$ en el caso de von Mises.

Las relaciones constitutivas para un sólido que se deforma plásticamente relacionan las tensiones con pequeños incrementos de deformación. Por conveniencia, es usual pensar que las deformaciones y los incrementos de desplazamiento tienen lugar en un intervalo de tiempo diferencial *dt*, trabajando con índices y velocidades de deformación en lugar de hacerlo con incrementos de deformación y desplazamiento [75].

El primer paso importante encaminado a determinar las propiedades plásticas de un material mediante técnicas de indentación puede ser atribuido a Meyer [77] quien, para el caso de indentación esférica, propuso la siguiente expresión:

$$P = K\frac{a_h^{n+2}}{D^n} \tag{5.10}$$

Dónde P es la carga aplicada, a_h es el ancho de la huella, D el diámetro del indentador y K *y* n son características del material, siendo n el exponente de endurecimiento por deformación, y K el coeficiente de fuerza, definido como la tensión real para una cierta tasa de deformación real igual a la unidad.

Un aspecto importante en referencia a la ley de Meyer es que solo puede emplearse después de haber superado un valor umbral de deformación, a_h/D, el cual marca el límite inferior del régimen completamente plástico. La transición hacia este régimen (también conocido como régimen de Meyer) es evidenciado en las curvas lnP-lna_h, como una ligera desviación respecto de la relación lineal. Esta falta de linealidad es típicamente detectada en indentaciones con cargas P<15N.

5.1.3. Región elasto-plástica

En el apartado anterior se dio por supuesto que si la deformación elástica es pequeña en comparación con la plástica, esta primera puede despreciarse. La realidad es, sin embargo, que la elasticidad juega un papel muy importante en el proceso de indentación plástica. Cuando se alcanza el límite elástico por primera vez, la región plástica es pequeña y está completamente embebida dentro de la zona de deformación elástica del material por lo que las deformaciones plásticas son del mismo orden de magnitud que las deformaciones elásticas. En estas circunstancias, el material desplazado por el indentador se acomoda mediante una expansión elástica del sólido circundante a la región de indentación. A medida que la indentación se vuelve más severa por un incremento de la carga, se requiere una presión mayor bajo el indentador para producir la expansión necesaria. Cuando la zona plástica deja de estar contenida dentro de la zona de expansión elástica, entonces el material es capaz de fluir plásticamente por los lados del indentador, provocando la deformación.

5.1.4. Consideraciones acerca de los aspectos teóricos sobre la indentación de superficies

Como se ha podido ir comprobando a lo largo de toda la revisión bibliográfica anterior, la deformación plástica de metales no es problema simple, sino todo lo contrario. Controlar todas aquellas variables que pueden ejercer influencia significativa complejizan mucho el análisis teórico, por lo que la mayoría de los trabajos consultados hacen aproximaciones o emplean regresiones para caracterizar las indentaciones. Esto persigue facilitar el análisis a la vez que ajusta a la realidad todo lo concerniente al proceso, tal como se ha realizado en este estudio, en el cuál se evaluará el ancho de pasada lateral óptimo para obtener una rugosidad deseada, en función de la caracterización de la huella dejada tras indentar los materiales mencionados (aluminio y acero) con la bola de bruñido.

En la mayoría de los artículos consultados parece haber consenso en cuanto a los efectos del indentador sobre dos materiales con propiedades tan diferentes. Esto ha permitido predecir por ejemplo, que en el caso del aluminio habrá apilamiento y en el caso del acero no; y para afirmarlo, se han utilizado los rangos de evaluación teórica más ampliamente aceptados: el coeficiente de auto-endurecimiento n y el factor c^2, como ya se ha argumentado con anterioridad. Estos planteamientos teóricos se han cumplido en los ensayos experimentales tal y como se ha mostrado, a modo de ejemplo, en la figura 5.3.

De todo el material científico examinado también se ha podido concluir que la fuerza es un factor crítico a la hora de obtener una cantidad de deformación superficial determinada, y que en dependencia de dicha fuerza, el comportamiento del material variará, siendo de manera diferenciada en régimen elástico y en régimen plástico. Es pues, la cantidad de carga aplicada por el indentador la que provoca el movimiento de las dislocaciones que facilita la deformación, que en el caso de este estudio, adquiere valores diferentes cuando se indenta sin vibraciones y cuando la indentación se realiza asistida con ellas.

Con independencia de otros factores intervinientes, que ya han sido oportunamente mencionados y analizados, este estudio experimental se centrará en caracterizar la huella dejada por la bola de bruñir, en presencia de las vibraciones y en ausencia de éstas, con vistas a comparar los resultados, evaluar la influencia de la asistencia al proceso, y realizar recomendaciones tecnológicas en cuanto al ancho de pasada lateral óptimo para los dos materiales sometidos a estudio, en ambas condiciones.

5.2. PRIMER EXPERIMENTO. Indentación sobre aluminio A92017 y acero G10380, con y sin vibraciones

Para realizar los experimentos se ha utilizado la herramienta descrita en el Capítulo 3 de esta tesis, la cual se colocó en el cabezal de la fresadora de CNC LAGUN MC600. Con dicha herramienta se han realizado indentaciones en cuatro piezas de trabajo de los materiales especificados con anterioridad. Las piezas de aluminio A92017 y acero G10380 se han indentado con 1, 3, 5 y 10 pasadas; para fuerzas, en el caso del aluminio, de 30N, 60N y 90N, y en el caso del acero de 60N, 90N y 110N (figura 5.4). En todas piezas se han realizado los ensayos a una velocidad de avance *Va*, de 600mm/min, siendo el diámetro D_B de la bola indentadora de 10mm. Una pieza de cada material se ha indentado con la herramienta convencional y las otras dos con la herramienta asistida con vibraciones.

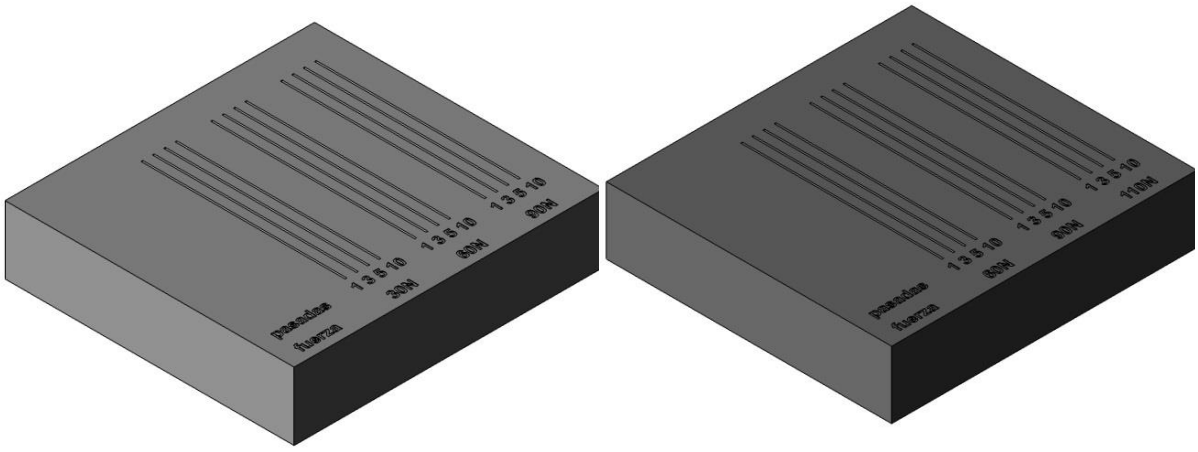


Figura 5.4. Esquema de las piezas de trabajo de 100x70x20mm. (A): aluminio A92017, indentado con F=30N, 60N, 90N. (B): acero G10380, indentado con F=60N, 90N, 110N

Las probetas de aluminio A92017 han sido fresadas con una fresa de plato, a una velocidad de giro de 3000 $min^{-1,}$ un avance de 330mm/min y una profundidad de pasada de 0,5mm. Posteriormente se han pulido con un disco P1200 en primer lugar, y luego con pasta de diamante para pulido de 9μm. Las piezas de acero G10380 han sido fresadas en las mismas condiciones, y posteriormente rectificadas en una rectificadora plana con una muela de corindón/cerámico de grano 40-60 (blando), a profundidad de corte de 0,01mm, velocidad de corte de 35m/s y avance de 6m/min; con el objetivo de obtener en ambas, una rugosidad de partida pequeña; que permita observar con facilidad la huella dejada por la bola de bruñido.

Las rugosidades medias de partida obtenidas para cada caso son las siguientes:

- Aluminio R_a=1,5914; R_a=1,3886
- Acero R_a=2,2391; R_a=2,1635

Una vez realizadas las indentaciones se procedió a obtener el perfil correspondiente utilizando un rugosímetro SURFPAK-SJ V3 de Mitutoyo, en las condiciones de medición que aparecen la Tabla 5.1.

Tabla 5.1. Condiciones de medición del rugosímetro

Norma	Libre	V. media	0,5
Perfil	P	N	4 (5mm)
Lp	2,5	Pre/Pos	Off
Ls	Ninguno	Rango	Auto

En cada una de las piezas indentadas se realizaron 10 mediciones en cada dirección, 20 en total para cada huella, y para las dos condiciones: con vibraciones y sin vibraciones; por lo que se obtuvieron 480 señales para el aluminio y otras 480 para el acero. Todas las señales fueron procesadas, obteniendo en cada caso las señales medias, como referentes para realizar las comparaciones oportunas entre las distintas fuerzas aplicadas y el número de pasadas correspondiente.

En las señales obtenidas se midieron los siguientes parámetros:

- Profundidad de la huella
- Ancho de la huella
- Altura del apilamiento (para el caso del aluminio)

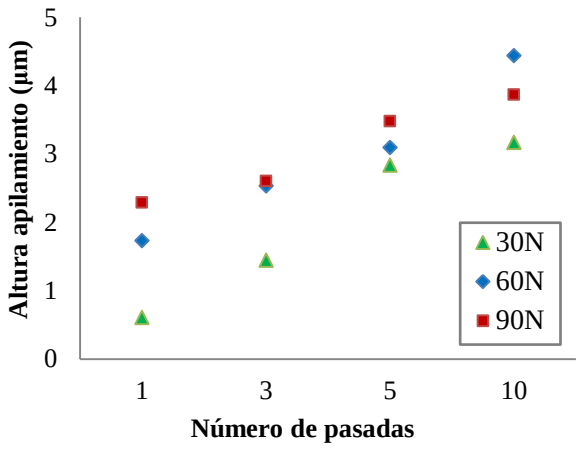
5.2.1. Indentaciones en el aluminio A92017

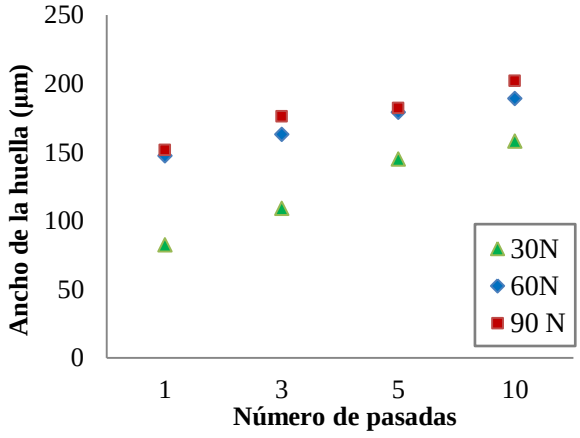
Tras analizar los parámetros en estudio para todas las señales medias, en la tabla 5.2 se presenta la magnitud de los valores para cada una de las dos condiciones de indentación: sin vibraciones (S/V) y con vibraciones (C/V).

Tabla 5.2. Parámetros evaluados en el aluminio A92017

	Profundidad de la huella (µm)					
N pasadas/ Fuerzas	**30N (S/V)**	**30N (C/V)**	**60N (S/V)**	**60N (C/V)**	**90N (S/V)**	**90N (C/V)**
1	-1,255	-2,402	-3,557	-3,821	-4,500	-4,758
3	-3,018	-3,491	-4,506	-4,793	-4,742	-5,618
5	-4,122	-4,950	-5,225	-5,364	-6,584	-6,735
10	-4,925	-5,243	-5,813	-6,426	-7,012	-7,407
	Ancho de la huella (µm)					
N pasadas/ Fuerzas	**30N (S/V)**	**30N (C/V)**	**60N (S/V)**	**60N (C/V)**	**90N (S/V)**	**90N (C/V)**
1	82,5	111,5	147,3	156,5	151,5	171,5
3	109,0	121,0	163,0	178,0	176,0	202,0
5	145,0	150,0	179,0	185,5	182,0	274,0
10	158,0	161,0	189,0	198,5	202,0	282,0
	Altura del apilamiento (µm)					
N pasadas/ Fuerzas	**30N (S/V)**	**30N (C/V)**	**60N (S/V)**	**60N (C/V)**	**90N (S/V)**	**90N (C/V)**
1	0,608	0,780	1,729	1,969	2,288	3,429
3	1,444	1,680	2,530	2,616	2,601	3,892
5	2,833	2,855	3,091	3,349	3,478	3,902
10	3,168	3,997	4,438	4,780	3,866	4,032

Con el objetivo de poder observar las tendencias de los valores plasmados en la tabla anterior, se presentan en los gráficos de las figuras 5.5 y 5.6 el comportamiento de los parámetros analizados con vibraciones y sin ellas, evaluados para las tres fuerzas que se han venido utilizando para realizar las indentaciones con la herramienta de bruñido.





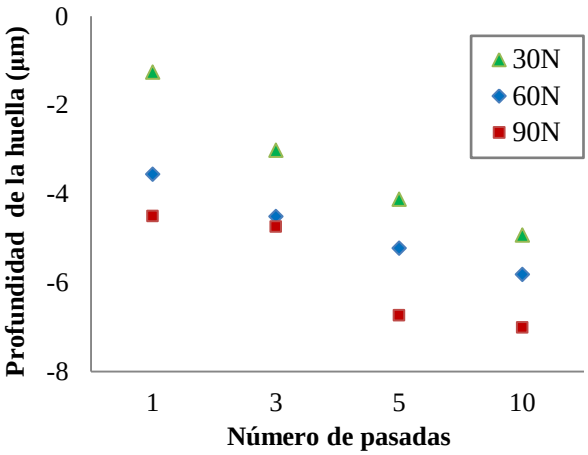


Figura 5.5. Tendencias de las mediciones de los parámetros en estudio para las tres fuerzas evaluadas, sin vibraciones

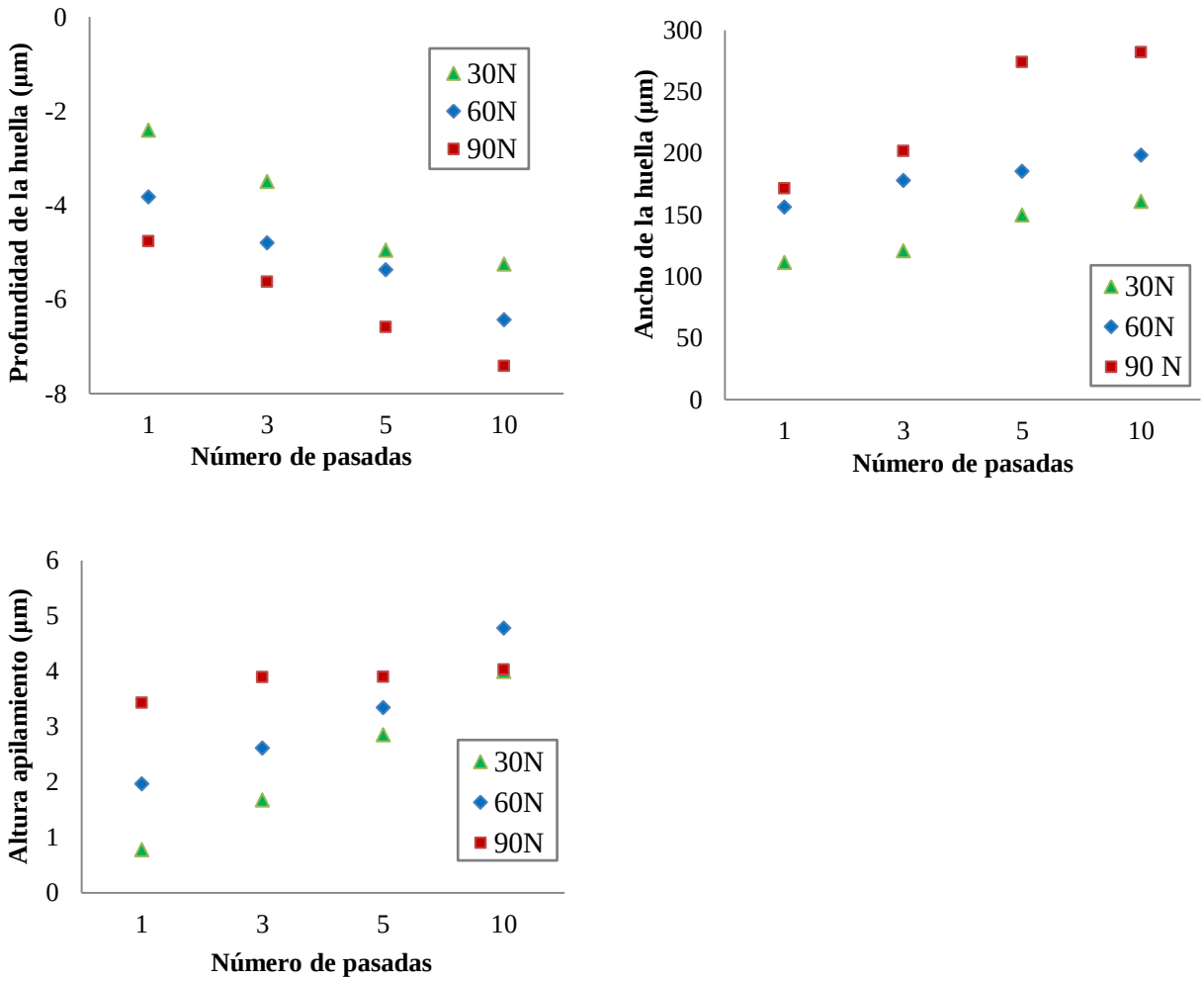


Figura 5.6. Tendencias de las mediciones de los parámetros en estudio para las tres fuerzas evaluadas, con vibraciones

Al analizar con detenimiento los resultados obtenidos para el aluminio, representados en las gráficas anteriores, pueden corroborarse los planteamientos teóricos que afirman que la magnitud de la fuerza determinará tanto el ancho de la huella, como su profundidad, y en consecuencia, la altura del apilamiento. Por ejemplo, en el gráfico de profundidad de la huella-número de pasadas, puede observarse también como a medida que aumenta la cantidad de veces que se pasa sobre la misma superficie, también aumenta la deformación; que termina por repercutir directamente en el ancho de la huella y en la altura del apilamiento. De manera general, para todos los parámetros analizados, los cambios suelen ser más significativos entre 1, 3 y 5 pasadas, siendo más discretos entre 5 pasadas y 10; y esta tendencia, parece estar presente en la mayoría de los análisis y para los valores de fuerzas más altos. Es decir, para 90N la diferenciación entre 5 y 10 pasadas en cuanto a profundidad, ancho y altura del apilamiento es menor que para 30N.

Si se utiliza como referente del análisis, por ejemplo, la altura del apilamiento (por ser relevante para este estudio), podrá comprobarse que para una fuerza de indentación de 30N el incremento en porcientos de deformación es el siguiente: de 1 a 3 pasadas (58%), de 3 a 5 pasadas (49%) y de 5 a 10 pasadas (11%). Por su lado, para una fuerza de 90N, el incremento está en torno a los siguientes valores: de 1 a 3 pasadas (20%), de 3 a 5 pasadas (25%) y de 5 a 10 pasadas (10%).

Por tanto, de estos resultados se puede concluir no sólo que la fuerza es relevante, como ya se ha dicho ampliamente, sino que para determinadas magnitudes de fuerza la mejoría puede ser relevante, mientras que para otras, los resultados no son igualmente significativos.

Por último, se muestran los gráficos de tendencias de los tres parámetros en estudio para cada una de las fuerzas aplicadas al aluminio (30-60-90N), también con y sin vibraciones (figura 5.7).

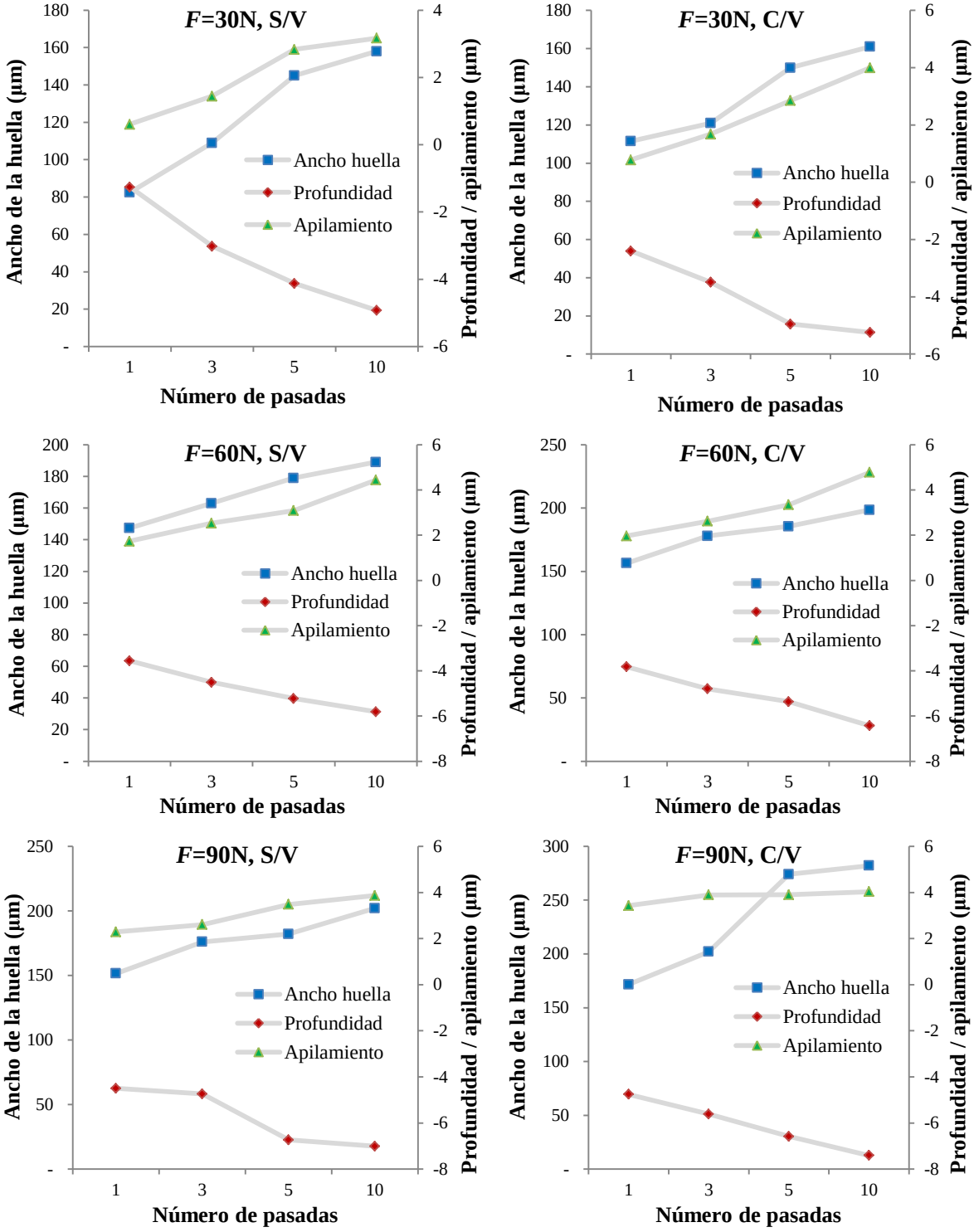


Figura 5.7. Tendencias de los tres parámetros para cada una de las fuerzas aplicadas (con vibraciones y sin vibraciones)

Como puede apreciarse en todos los gráficos presentados, en los que se comparan los resultados obtenidos en las dos condiciones: con vibraciones y sin vibraciones, para las tres fuerzas del estudio, puede observarse claramente la influencia de la asistencia en los

valores obtenidos para los tres parámetros: profundidad, ancho de la huella y altura del apilamiento. Esto permite afirmar que las vibraciones tienen una incidencia directa sobre la cantidad de deformación plástica que se produce en la superficie del material. Este esfuerzo adicional inducido, introduce una mayor carga sobre las dislocaciones, que terminan moviéndose y facilitando la deformación; si bien vale la pena aclarar, que tales incrementos son discretos. Por ejemplo, la media del incremento de deformación obtenida tras aumentar la fuerza de indentación es de alrededor de 6,7% entre 30 y 60N, y del orden del 8% cuando la fuerza ha pasado de 60 a 90N. Esto justifica que las incidencias en los decrementos de rugosidad superficial no sean altos, como ya se ha visto en el capítulo anterior.

De manera general no han existido cambios muy relevantes tampoco, en función del número de pasadas, en ninguna de las dos condiciones: con vibraciones y sin vibraciones. Por ejemplo, para una fuerza de indentación de 60N los parámetros se han comportado de la siguiente forma: el incremento medio en porciento en cuanto a profundidad de la huella es del orden del 7%; en cuanto a ancho de la huella, del orden del 6%; y en cuanto al apilamiento, del orden del 8%.

5.2.2. Indentaciones en el acero G10380

Igual que se realizó con el aluminio, también se sometieron a estudio las señales medias obtenidas de las probetas de acero indentadas sin vibraciones (S/V) y con vibraciones (C/V). En este caso, las fuerzas ejercidas por el indentador fueron superiores a las del aluminio (60-90-110N).

En la tabla 5.3 se muestra la magnitud de los valores para cada una de las dos condiciones de indentación.

Tabla 5.3. Parámetros evaluados en el acero G10380

	Profundidad de la huella (µm)					
N pasadas/ Fuerzas	**60N (S/V)**	**60N (C/V)**	**90N (S/V)**	**90N (C/V)**	**110N (S/V)**	**110N (C/V)**
1	-1,472	-1,819	-2,111	-3,651	-3,363	-3,938
3	-1,584	-2,004	-2,860	-3,786	-4,161	-4,717
5	-2,668	-3,343	-3,061	-4,206	-4,896	-5,914
10	-2,797	-4,218	-4,152	-4,821	-4,949	-5,960

	Ancho de la huella (µm)					
N pasadas/ Fuerzas	**60N (S/V)**	**60N (C/V)**	**90N (S/V)**	**90N (C/V)**	**110N (S/V)**	**110N (C/V)**
1	109,0	270,5	169,0	413,5	199,0	448,0
3	147,0	298,5	198,5	429,0	231,0	452,5
5	172,5	450,0	227,0	430,5	253,0	467,5
10	175,0	453,0	248,0	431,5	269,0	480,5

A continuación se muestran las figuras 5.8 y 5.9 en las que podrá observarse las tendencias de los valores de la tabla anterior, tras realizar las indentaciones con la herramienta de bruñido sobre el acero mencionado. Como ya se ha explicado, en este material no aparece apilamiento significativo, por lo que se excluye del estudio este parámetro.

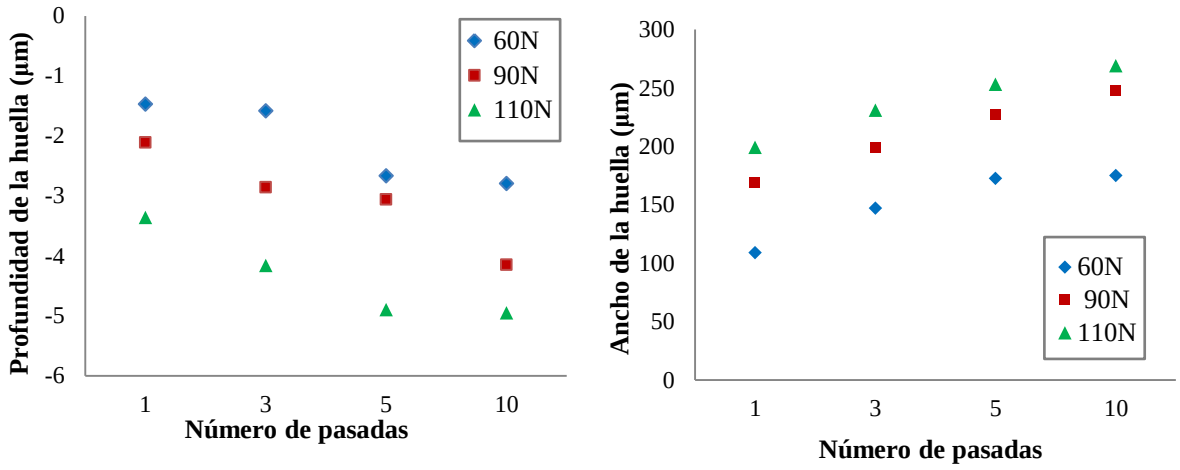


Figura 5.8. Tendencias de las mediciones de los parámetros en estudio para las tres fuerzas evaluadas, sin vibraciones

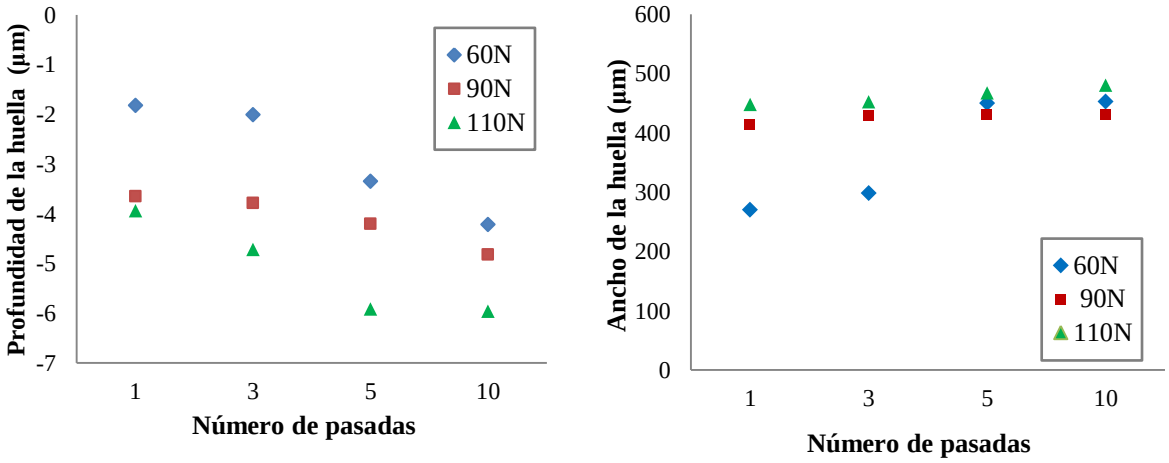
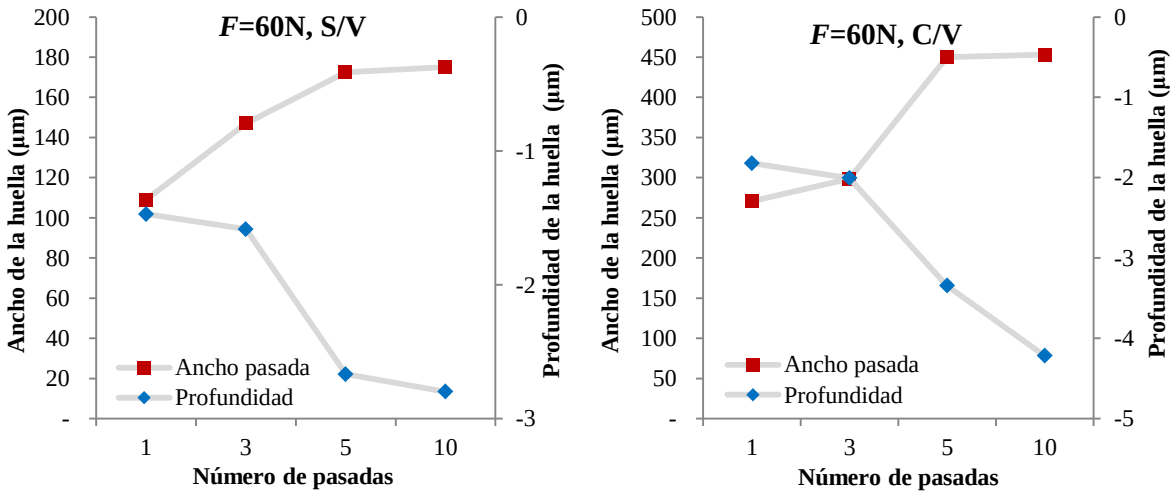


Figura 5.9. Tendencias de las mediciones de los parámetros en estudio para las tres fuerzas evaluadas, con vibraciones

Como puede deducirse de los gráficos anteriores, el acero muestra un comportamiento muy similar al del aluminio. Las curvas de tendencia evidencian el incremento de la deformación en función de la fuerza, y los cambios más significativos aparecen entre 3 y 5 pasadas. Cuando se bruñe 10 veces sobre la misma superficie, no se aprecia un aumento relevante de la deformación. En el caso específico de los ensayos con vibraciones, la tendencia seguida por el ancho de la huella es bastante semejante al indentar con 90N que al hacerlo con 110N. Puede observarse un incremento muy discreto, que podría tener su explicación en la dureza del acero. Esto posibilita afirmar que aunque las vibraciones ejercen cierta influencia, sería conveniente ensayar con frecuencias más altas para corroborar los efectos.

En cualquier caso, los resultados son satisfactorios. Por ejemplo, para el parámetro profundidad de la huella en función del número de pasadas, los incrementos siguieron el siguiente comportamiento: de 60N a 90N la media del porciento de deformación aumentó en el orden del 46% cuando se indentó sin vibraciones y alrededor del 61% cuando las vibraciones fueron introducidas; de 90N a 110N la media de dicha deformación aumentó en un 57% cuando no se asistió con vibraciones y en un 24% adicional, cuando dichas vibraciones fueron introducidas.

También para el acero se muestran a continuación los gráficos de tendencias de estos dos parámetros, para cada una de las fuerzas aplicadas al realizar la indentación (60-90-110N), con y sin vibraciones (figura 5.10).



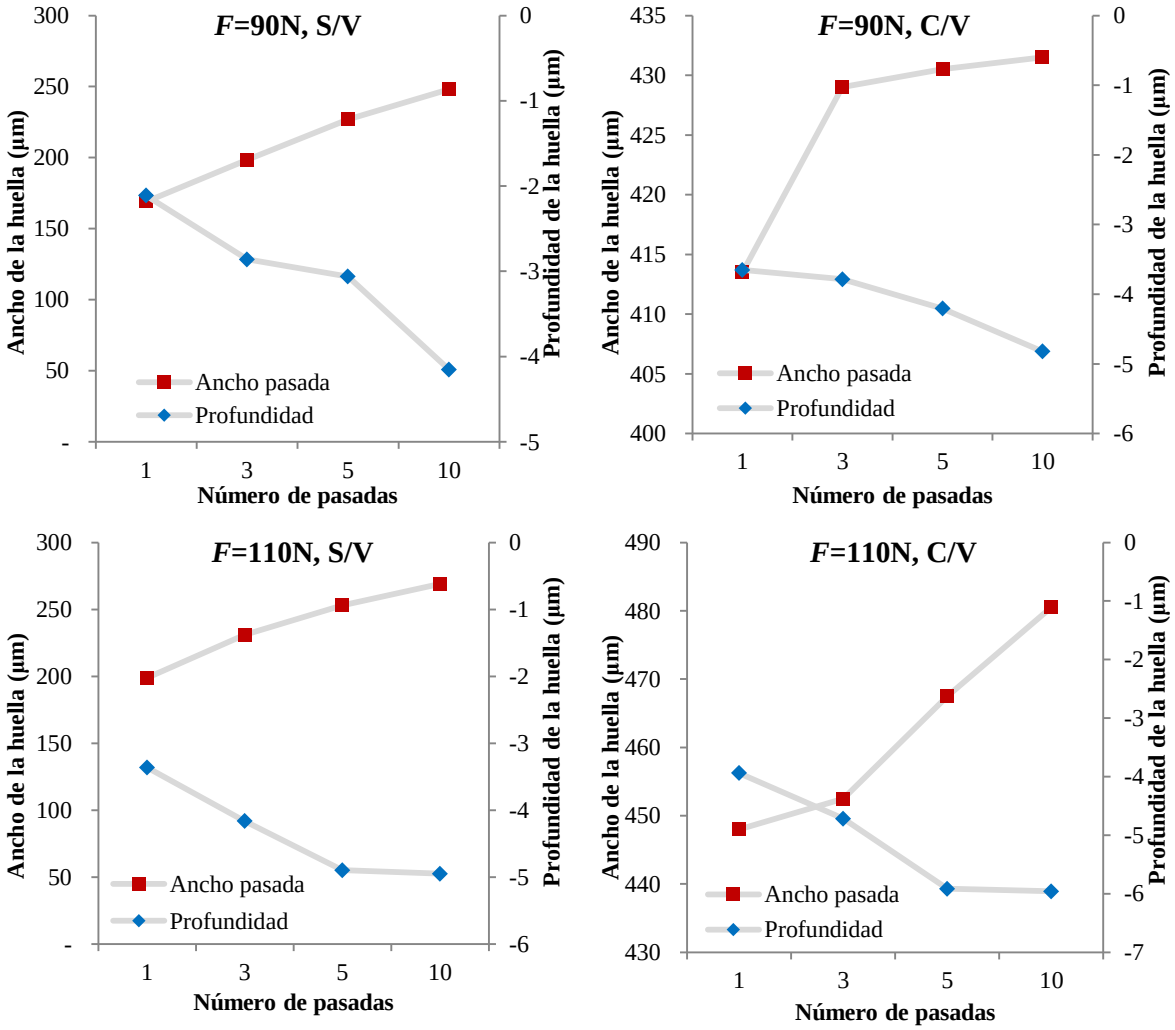


Figura 5.10. Tendencias de los tres parámetros para cada una de las fuerzas aplicadas (con vibraciones y sin vibraciones)

Como se ha ido observando, la influencia de las vibraciones sobre la deformación plástica producida por la indentación sobre el acero, es similar a la ejercida sobre el aluminio. En todos los gráficos presentados, la profundidad y el ancho de la huella también aumentan a medida que lo hace la fuerza, y este aumento se hace mayor cuando dicha fuerza es incrementada por la inducida por las vibraciones. Estos resultados posibilitan afirmar que en el caso de este otro material, las vibraciones también están incidiendo sobre la deformación plástica superficial medida. Es decir, el material fluye y se deforma un poco más cuando recibe la carga asistida, que cuando sólo recibe la carga sin asistencia. Los resultados parecen estar más claros en relación con el ancho de la huella, cuyo incremento en porciento de deformación media cuando se aplican las vibraciones oscila entre el 40-

50%; sin embargo, en cuanto a la profundidad de penetración, este mismo porciento se mantiene en un intervalo entre el 15-25%.

Una vez analizados los resultados de los experimentos anteriores se puede observar cuáles son las características de la huella dejada por la bola de bruñido, para cada uno de los valores de los parámetros de trabajo utilizados durante todo el proceso. Esta huella se ha estudiado y analizado con el objetivo de que sirva de ayuda para caracterizar la rugosidad superficial que debe quedar en la pieza bruñida, gracias a la influencia que ejerce sobre dicha rugosidad, la distancia lateral entre dos pasadas sucesivas de la bola. Con vistas a predecir cuál debe ser el mejor valor para este parámetro se realizarán los experimentos descritos en el apartado siguiente.

5.3. TERCER EXPERIMENTO. Indentación sobre aluminio A92017 y acero G10380, para obtener el ancho de pasada lateral óptimo, *b*

Una vez que han sido medidos y comparados el ancho y la profundidad de la huella, y el apilamiento en el caso del aluminio, se procede a realizar un nuevo experimento con el objetivo de determinar el sitio más adecuado por el que debe pasar la bola de bruñido, en las siguientes pasadas respecto a la anterior, garantizando la deformación plástica que dará lugar a la rugosidad deseada, con el menor número de pasadas posibles. La determinación del ancho de pasada óptimo, para poder realizar las convenientes recomendaciones de fabricación, es el fin último de este estudio.

Para llevarlo a cabo, se toman como referentes la distancia que hay entre el valle más profundo dejado por la bola, y el pico más alto que ha resultado de la indentación. En el caso del aluminio, este pico coincide con la altura máxima del apilamiento. Las piezas son indentadas utilizando las dos fuerzas mayores con las que se ha trabajado en cada material (aluminio: 60-90N y acero: 90-110N), y como número de pasadas: 1, 3 y 5. Como en los ensayos anteriores, la velocidad de avance es de 600mm/min. Se escogen estos valores ya que como se ha visto en el experimento anterior, a partir de 5 pasadas no se aprecian cambios relevantes, y las fuerzas más pequeñas en cada material, introducen mejoras menos significativas.

En un primer experimento se hacen coincidir el centro de la bola con el centro del pico más elevado, y justo en este punto, se realiza la segunda pasada (figura 5.11). Esta distancia ha sido denominada *l*. En el segundo experimento, la bola es pasada sobre la mitad de la distancia que hay entre la máxima profundidad y el pico más elevado, es decir, justo en medio de donde ha sido pasada en el ensayo anterior (figura 5.12). Esta otra distancia ha sido denominada lm.

Cada una de las pruebas se realiza por separado, de forma tal que se puedan evaluar los resultados independientemente. En ambos casos se comprobará el perfil resultante tras la indentación, con el objetivo de determinar de qué forma se ha producido la deformación plástica, y cómo ha afectado la pasada lateral al desplazamiento superficial del material.

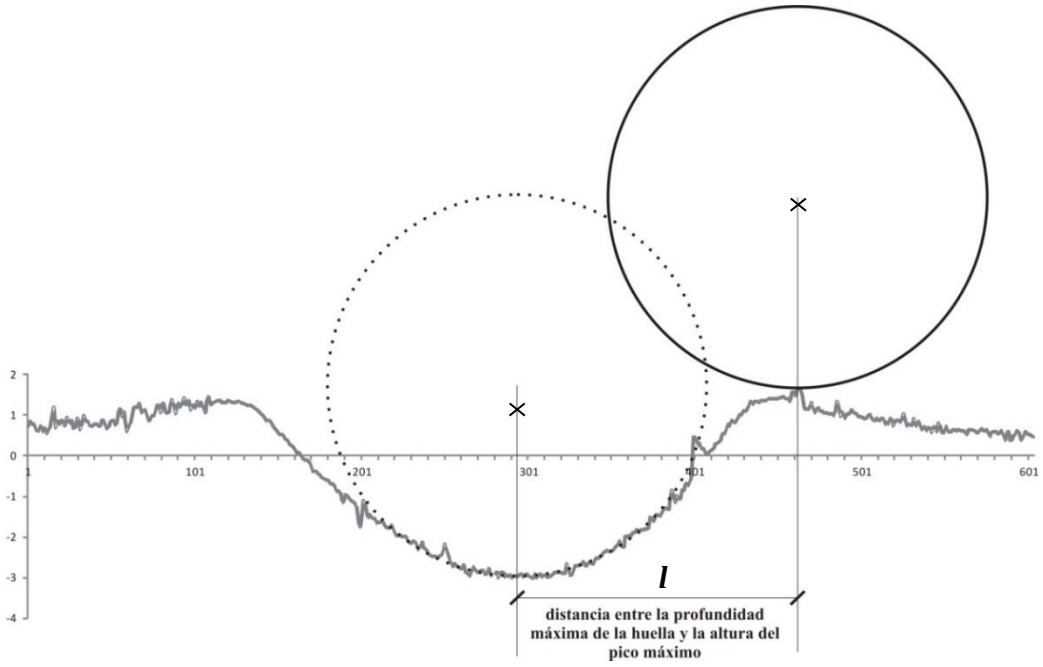


Figura 5.11. Esquema del primer experimento tipo

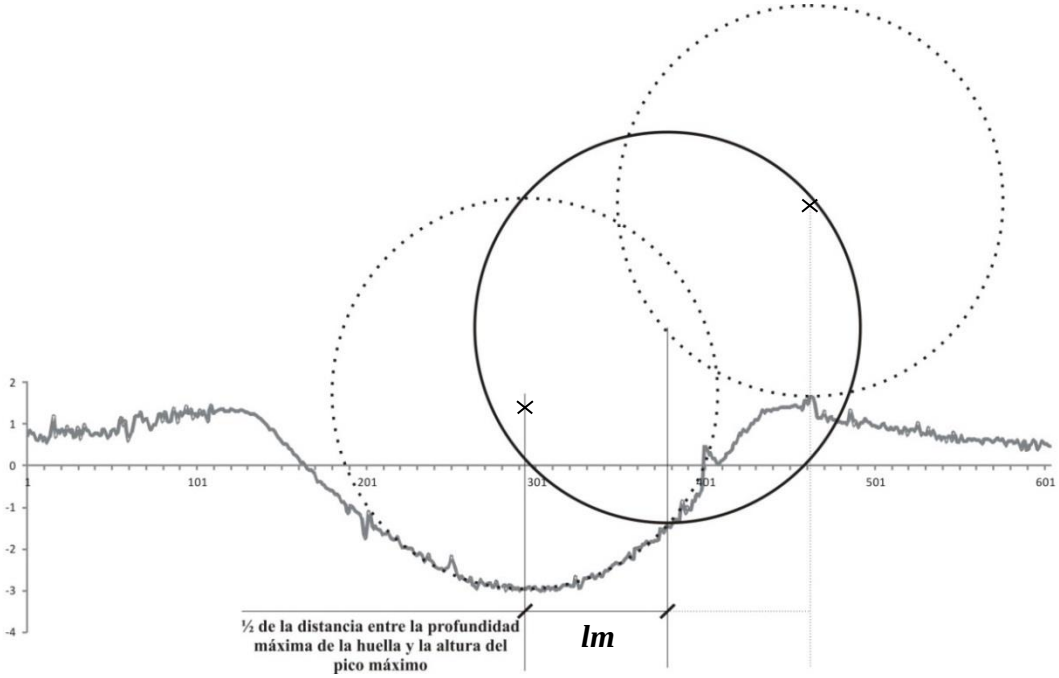


Figura 5.12. Esquema del segundo experimento tipo

En las tablas 5.4 y 5.5, aparecen reflejadas las distancias a las cuales se ha realizado la indentación para los dos materiales.

Tabla 5.4. Valores para los anchos de pasada lateral, obtenidos a partir de las mediciones entre el máximo valle y el máximo pico tras la indentación, en el aluminio A92017

ALUMINIO (S/V)	***l*** *distancia entre la profundidad máxima de la huella y el pico máximo (mm)*			***lm*** *½ de la distancia entre la profundidad máxima de la huella y el pico máximo (mm)*		
	1 pasada	**3 pasadas**	**5 pasadas**	**1 pasada**	**3 pasadas**	**5 pasadas**
60N	0,250	0,270	0,280	0,125	0,135	0,140
90N	0,270	0,280	0,290	0,135	0,140	0,145
ALUMINIO (C/V)	***l*** *distancia entre la profundidad máxima de la huella y el pico máximo (mm)*			***lm*** *½ de la distancia entre la profundidad máxima de la huella y el pico máximo (mm)*		
	1 pasada	**3 pasadas**	**5 pasadas**	**1 pasada**	**3 pasadas**	**5 pasadas**
60N	0,280	0,290	0,310	0,140	0,145	0,155
90N	0,300	0,320	0,330	0,150	0,160	0,165

Tabla 5.5. Valores para los anchos de pasada lateral, obtenidos a partir de las mediciones entre el máximo valle y el máximo pico tras la indentación, en el acero G10380

ACERO (S/V)	***l*** *distancia entre la profundidad máxima de la huella y el pico máximo (mm)*			***lm*** *½ de la distancia entre la profundidad máxima de la huella y el pico máximo (mm)*		
	1 pasada	**3 pasadas**	**5 pasadas**	**1 pasada**	**3 pasadas**	**5 pasadas**
90N	0,290	0,320	0,350	0,145	0,160	0,175
110N	0,320	0,330	0,360	0,160	0,165	0,180
ACERO (C/V)	***l*** *distancia entre la profundidad máxima de la huella y el pico máximo (mm)*			***lm*** *½ de la distancia entre la profundidad máxima de la huella y el pico máximo (mm)*		
	1 pasada	**3 pasadas**	**5 pasadas**	**1 pasada**	**3 pasadas**	**5 pasadas**
90N	0,320	0,360	0,370	0,160	0,180	0,185
110N	0,350	0,370	0,390	0,175	0,185	0,195

Igual que en el experimento anterior, se han realizado 20 mediciones para cada una de las condiciones ensayadas, resultando 480 señales nuevas para cada material.

Una vez obtenidos estos resultados se han superpuesto las señales medias que equivalen a la misma fuerza, el mismo material y el mismo número de pasadas, con el objetivo de comprobar las huellas dejadas por los diferentes pasos empleados (*b=l; b=lm*), comparar las diferencias correspondientes, y evaluar en cuál de las dos condiciones experimentales se han obtenido los mejores resultados.

En la gráfica de la figura 5.13, se puede observar la superposición de señales para una probeta de aluminio indentada a 90N, 1 pasada y con vibraciones.

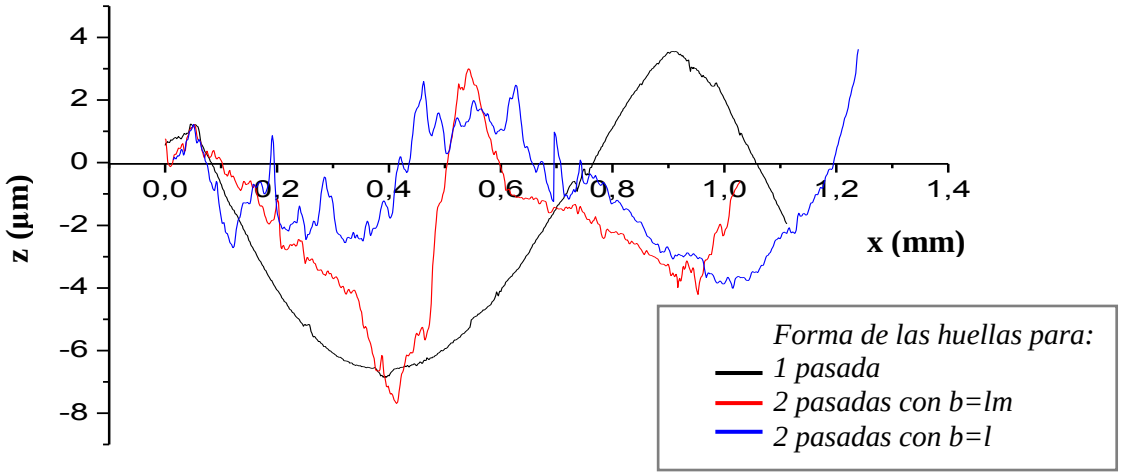


Figura 5.13. Superposición de la señal de la huella y los pasos laterales ensayados para aluminio

Como se puede observar en el gráfico, la forma correspondiente a la huella (señal de color negro) es posible apreciarla con bastante nitidez con respecto a las otras dos, en las que el perfil se ve claramente afectado por la incidencia de una nueva pasada de la bola de bruñido y los correspondientes desplazamientos superficiales de material que este hecho genera. Sin embargo, la nueva huella dejada por la herramienta, cuando incide sobre el pico del apilamiento, *b=l* (señal de color azul) es evidente al realizar la superposición. A ambos lados de la profundidad de penetración se observa el desplazamiento del material tras sufrir la deformación, y los nuevos apilamientos consecuentes, que en cualquier caso, alcanzan alturas menores que la que tenía el apilamiento inicial de la indentación simple. El otro paso empleado *b=lm* (señal de color rojo), también permite observar con nitidez el paso de la bola por la mitad de la distancia entre la profundidad máxima de la huella y el pico máximo. A simple vista podría concluirse que la superficie portante es al parecer más plana cuando se utiliza el paso lateral *b=l*. Más adelante se realizarán otras comprobaciones que permitan corroborar esta afirmación.

Con vistas a poder comprobar este mismo fenómeno en el acero ensayado, se ha realizado una nueva superposición en las señales obtenidas para este otro material. En este caso también se ha escogido la máxima fuerza (110N), 1 pasada y aquellas indentaciones que han sido asistidas con vibraciones.

En el gráfico de la figura 5.14 se puede observar dicha comparación, si bien la incidencia de las huellas sobre las zonas definidas para el paso lateral no es tan clara como en el caso del aluminio, por la ausencia del apilamiento en este material.

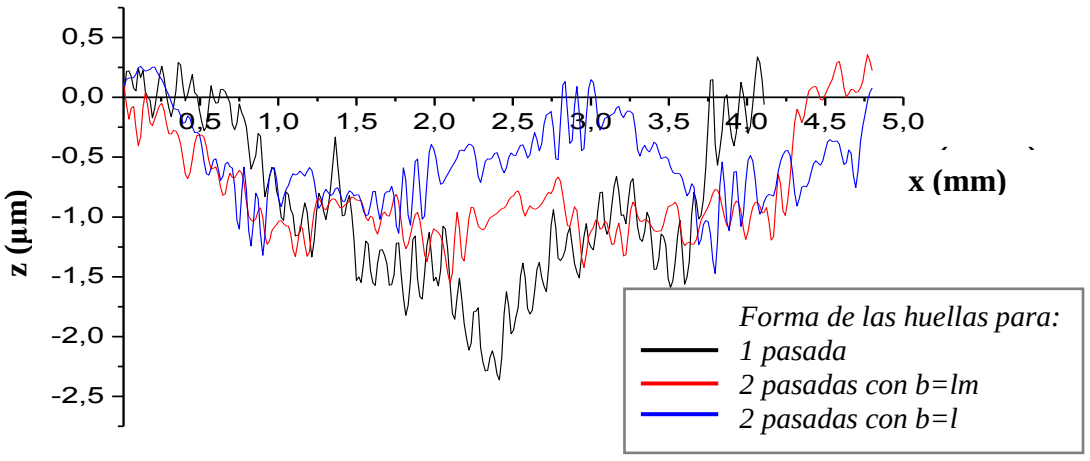


Figura 5.14. Superposición de la señal de la huella y los pasos laterales ensayados para aluminio

En el caso del acero sucede algo muy similar al aluminio. Puede verse con claridad como la bola pasa por la distancia entre la profundidad máxima de la huella y el pico máximo, *b=l* (señal de color azul), provocando una nueva deformación al penetrar, lo mismo que sucede con la señal de color rojo, que incide sobre la mitad de la de la distancia entre la profundidad máxima de la huella y el pico máximo, *b=lm*. Al no existir presencia de apilamiento, que facilita la visualización de las deformaciones, será necesario realizar más comprobaciones para demostrar cuál de las dos distancias predeterminadas como paso lateral, es la distancia óptima. De todas maneras, si las superficies portantes que resultan de ambos pasos son muy similares, siempre será aconsejable emplear la condición *b=l*, ya que al ser una distancia mayor, repercutiría directamente en los tiempos del proceso.

Poder recomendar un ancho de pasada óptimo para el bruñido con bola, al menos para los dos materiales en estudio, tiene el objetivo fundamental de garantizar unas buenas rugosidades superficiales en las piezas, como ya se ha explicado al principio de este epígrafe. Esto se traduce en el empleo de la fuerza adecuada, el número de pasadas idóneo y los mejores tiempos del proceso. Por esta razón se ha considerado necesario calcular, a partir de los datos de las señales obtenidas para cada uno de los dos pasos laterales sometidos a estudio, un valor de la rugosidad media aritmética, R_a, capaz de relacionar *l* y *lm* con R_a. Para ello se ha empleado la ecuación (5.11), en la que *lb* es la longitud de evaluación. El resultado se indica en la unidad de longitud del eje *z*, en este caso en µm.

$$R_a = \frac{1}{lb}\sum_{0}^{lb}\left|Z_{(x)}\right| \tag{5.11}$$

Los resultados obtenidos para R_a en todas las condiciones evaluadas, son los mostrados en las tablas 5.6 y 5.7, para cada uno de los materiales.

Tabla 5.6. Valores de R_a calculada para el aluminio, en las dos condiciones de b estudiadas

***F* (N)**	**60**		**90**	
Bruñido sin vibraciones				
Núm. Pasadas / *b* (mm)	***l***	***lm***	***l***	***lm***
1	0,9240	1,0193	0,7571	0,8214
3	0,9114	1,0060	0,5816	0,7122
5	0,8615	0,9915	0,5243	0,6611

Bruñido asistido con vibraciones				
1	0,7612	0,9543	0,5511	0,6978
3	0,7858	0,8250	0,5813	0,6330
5	0,5931	0,7666	0,4003	0,6601

Tabla 5.7. Valores de R_a calculada para el acero, en las dos condiciones de b estudiadas

***F* (N)**	**90**		**110**	
Bruñido sin vibraciones				
Núm. Pasadas / *b* (mm)	***l***	***lm***	***l***	***lm***
1	1,4363	1,4977	0,7241	0,9932
3	1,3611	1,2163	0,7586	1,0006
5	1,1190	1,3548	0,7123	0,8314
Bruñido asistido con vibraciones				
1	1,1264	1,2770	0,6014	0,6287
3	1,0051	1,2003	0,9256	0,6113
5	0,8536	0,6836	0,5521	0,7842

Al observar los resultados de R_a calculada en las tablas anteriores, es posible confirmar la hipótesis planteada cuando se evaluaron los gráficos de superposición de señales. Como se puede apreciar, en la mayoría de los casos, y para los dos materiales, los resultados de rugosidad media son mejores cuando la bola pasa por encima de la distancia entre la profundidad máxima de la huella y el pico máximo ($b=l$), sin bien vale la pena destacar que las variaciones no son de un orden de magnitud relevante. En cualquier caso, esta pequeña mejoría permite concluir que no es necesario pasar por encima de la mitad de la distancia entre la profundidad máxima de la huella y el pico máximo ($b=lm$) para optimizar el proceso.

En cuanto al parámetro *F*, los mejores resultados de rugosidad media aritmética se obtienen al bruñir con las fuerzas de mayor magnitud en cada material, como era de esperar; y con respecto al número de pasadas, los mejores valores son alcanzados, en la mayoría de los casos, cuando se pasan 5 veces sobre la misma superficie. Estas dos conclusiones sirven también para confirmar las ya obtenidas en el experimento uno de este capítulo, en el que se arribaron a resultados similares.

Por último, es conveniente destacar las desigualdades entre los ensayos realizados de manera convencional y los asistidos con vibraciones, ya que en este caso aparecen algunas diferencias más notorias en cuanto a R_a. Como se puede ver en las tablas, las rugosidades medias obtenidas con una única pasada, cuando la herramienta es asistida con vibraciones, son muy similares, o incluso en algunos casos mejores, a las obtenidas cuando la herramienta trabaja de manera convencional. Este hallazgo, que tiene una incidencia directa sobre los tiempos del proceso, viene a corroborar lo ya analizado en los resultados experimentales del capítulo anterior, en el que se someten a estudio otros parámetros.

A manera de resumen, en la tabla 5.8 se presentan los valores del ancho de pasada lateral óptimos que han resultado de este estudio, y que sirven como recomendaciones a la hora de establecer los parámetros tecnológicos para bruñir con la asistencia de las vibraciones, y sin ella, obteniéndose los mejores resultados de R_a.

Tabla 5.8. Valor recomendado del paso lateral b, para el bruñido con bola (con vibraciones y sin vibraciones) de dos materiales con propiedades mecánicas diferentes

Aluminio A92017	sin vibraciones	*b*=0,29mm (para una fuerza de 90N)
	con vibraciones (2kHz)	*b*=0,33mm (para una fuerza de 90N)
Acero G10380	sin vibraciones	*b*=0,36mm (para una fuerza de 110N)
	con vibraciones (2kHz)	*b*=0,39mm (para una fuerza de 110N)

CAPÍTULO 6

Conclusiones y trabajos futuros

Después de concluir todo el trabajo teórico y experimental desarrollado en esta tesis, se ha podido comprobar una vez más, la eficacia del bruñido como proceso capaz de aportar mejoras en las piezas, desde el punto de vista de los diferentes indicadores analizados. A su vez, en la comparación entre el bruñido convencional y el asistido con vibraciones, también se han alcanzado resultados satisfactorios, como ya se ha ido viendo. Todo esto permite afirmar que los cuestionamientos iniciales planteados en esta tesis han quedado solventados, y que se han cumplido todos los objetivos propuestos.

6.1. Conclusiones

1. Se ha desarrollado con éxito la caracterización de las placas implicadas en el diseño de una herramienta para ser utilizada en el proceso de bruñido con bola asistido con vibraciones.
2. Se ha obtenido una solución numérica fidedigna para predecir los valores de deflexión que sufren las placas y a partir de ellos poder optimizar los diferentes parámetros básicos del diseño: el espesor de las placas, el juego y la frecuencia de trabajo del generador de vibraciones.

3. Se ha desarrollado la optimización del diseño de una herramienta para ser utilizada en el proceso de bruñido con bola asistida con una vibración, y se ha llevado a cabo la puesta en marcha de dicha herramienta.
4. Se ha realizado una valoración de la energía adicional aportada por la asistencia de las vibraciones al proceso de bruñido con bola, la cual contribuye a la mejora y optimización del mismo.
5. Las probetas que han sido bruñidas con la asistencia de las vibraciones tienen mejores acabados superficiales que las bruñidas de manera convencional. En este sentido, se ha demostrado que la rugosidad media aritmética que se llega a obtener con 5 pasadas del bruñido convencional, es posible obtenerla con 1 sola pasada del bruñido asistido con vibraciones.
6. En los estudios relativos al perfil de micro-dureza, se ha podido apreciar que tanto el bruñido convencional como el asistido con vibraciones, aumentan la dureza de las piezas de ambos materiales, aunque la diferencia entre los valores obtenidos en ambas condiciones (con vibraciones y sin vibraciones), no son relevantes.
7. El otro indicador que ha arrojado resultados positivos en las dos condiciones, es la medición de tensiones residuales a compresión, que demuestra que se registra un incremento tras el bruñido. Los valores asociados a las mejoras tras la asistencia de las vibraciones son discretos, pero están presentes en ambos materiales.
8. Se ha podido evaluar el perfil de la huella dejada por la bola, a través de un estudio de indentación realizado sobre ambos materiales, gracias al cual, ha sido posible determinar el paso lateral óptimo para las fuerzas empleadas en los ensayos.

6.2. Trabajos futuros

La investigación sobre el proceso de bruñido con bola, es un campo abonado sobre el cual es posible continuar indagando mucho más. La cantidad de investigación que existe en la actualidad sobre este proceso, valida esta afirmación. Existen muchas líneas de trabajo que pueden contribuir con la optimización del bruñido, que aún no están explotadas, o recién comienza a caminarse dentro de ellas. Según las experiencias teóricas y experimentales

que han posibilitado llevar a término esta tesis, sería interesante continuar trabajando sobre las siguientes áreas:

1. Trabajar con materiales más duros, de los muchos que cuentan hoy con gran aplicación industrial, para saber si el bruñido hace idénticas aportaciones sobre ellos.
2. Crear una base de datos de uso industrial, con recomendaciones experimentales sobre los parámetros óptimos alcanzados tras experimentar con una gama más amplia de materiales.
3. Profundizar en el modelo matemático que permite describir el comportamiento de la deformación plástica de los materiales, tratando de ajustar con coeficientes experimentales fiables, todas las variables que intervienen en el proceso.
4. Realizar ensayos modificando algunos parámetros de funcionamiento como la velocidad de avance para saber cómo inciden dichas modificaciones sobre los resultados del bruñido. Ensayar por debajo y por encima de los valores utilizados en este estudio, y comparar su grado de significación.
5. Rediseñar la herramienta generando las vibraciones a partir de un actuador piezoeléctrico que permita trabajar en frecuencias mucho más altas que las alcanzadas con la bobina diseñada para esta tesis. Esto posibilitaría la comparación necesaria para saber si es posible incidir sobre la rugosidad superficial, la dureza y las tensiones residuales compresivas, de manera más relevante.

BIBLIOGRAFÍA

[1] Y.C. Yen, P. Sartkulvanich, T. Altan. (2005). *Finite element modeling of roller burnishing process.* CIRP Annals – Manufacturing Technology, Vol. 54, Iss. 1, pp. 237-240.

[2] Travieso-Rodríguez, J. A.; Dessein, G.; González-Rojas, H. A. (2011). *Improving the surface finish of concave and convex surfaces using a ball burnishing process.* Materials and Manufacturing Processes, Vol. 26, Iss.12, pp. 1494-1502.

[3] Fang-Jung, Shiou; Chien-Hua, Chen. (2003). *Freeform surface finish of plastic injection mold by using ball-burnishing process.* Journal of Materials Processing Technology, Vol. 140, pp. 248–254.

[4] Kozlov, A.V.; Mordyuk, B.N.; Chernyasshevsky, A.V. (1995). *On the additivity of acoustoplastic and electroplastic effects*. Materials Science and Engineering: A. Vol.190, Iss.1–2, pp. 75–79.

[5] Siua, K.W.; Ngana, A.H.W.; Jonesb, I.P. (2011). *New insight on acoustoplasticity-ultrasonic irradiation enhances subgrain formation during deformation.* International Journal of Plasticity. Vol.27, Iss.5, pp. 788–800.

[6] Yinggang, Tian; Yung, C. Shin;. (2007). *Laser-assisted burnishing of metals.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol.47, pp 14-22.

[7] Fang-Jung, Shiou; Hong-Siang, Ciou. (2008). *Ultra-precision surface finish of the hardened stainless mold steel using vibration-assisted ball-polishing process*. International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 48, pp. 721-732.

[8] Brehl, D.E.; Dow, T.A. (2007). *Review of vibration-assited machining*. Precision Enineering, Vol. 32, pp. 153-172.

[9] Jin, M.; Murakawa, M. (2001). *Development of a practical ultrasonic vibration cutting tool system.* J. Mater Proces Technol. Vol. 113, pp. 342-347.

[10] Moriwaki, T. ; Shamoto, E.; (1991) *Ultraprecision turning of stainless steel by applying ultrasonic vibration.* CIRP Ann. Vol. 40, pp. 559-562.

[11] Moriwaki, T. ; Shamoto, E. (1995) *Ultrasonic vibration cutting*. CIRP Ann. Vol. 44, pp. 31-34.

[12] Babitsky, V.I.; Astashev, V.K.; Kalashnikov, A.N. (2004). *Autoresonant control of non-linear mode in ultrasonic transducer for machining applicactions.* Ultrasonics. Vol. 42, pp. 29-35.

[13] Babitsky, V.I.; Kalashnikov, A.N.; Molodtsov, F.V. (2004). *Autoresonant control of ultrasonically-assisted cutting.* Mechatronics. Vol. 40, pp. 91-114.

[14] Overcash, J.; Cuttino, J. (2003) *Development of a tunable ultrasonic vibration-assisted diamond turning instrument.* Proc. ASPE. Vol. 30, pp. 503-507.

[15] Brinksmeier, E.; Glabe, R. (1999). *Elliptical vibration cutting of steel with diamond tools.* Proc. ASPE. Vol. 20, pp. 163-166.

[16] Li, X.; Zhang, D. *Ultrasonic-elliptical vibration transducer driven by single actuator and its application in precision cutting*. (2006). J. Mater Process Technol. Vol. 180, pp. 91-95.

[17] Morikawi, T.; Shamoto, E.; Inoue, K. (1992). *Ultrapecision ductile cutting of glass by applying ultrasonic vibration.* CIRP Ann. Vol. 41, pp. 141-144.

[18] Shamoto, E.; Morikawi, T. (1999). *Ultraprecision diamond cutting of hardened Steel by applaying elliptical vibration cutting.* CIRP Ann. Vol. 48, pp. 441-444.

[19] Shamoto, E.; Suxuki, N.; Naoi, Y. (2002). *Development of ultrasonic elliptical vibration controller for elliptical vibration cutting.* CIRP Ann. Vol. 51, pp. 327-330.

[20] Suzuki, N.; Nakamura, A.; Shamoto, E.; Harada, K.; Matsuo, M.; Osada, M. (2003). *Ultrapecision micromachining of hardened Steel by applying ultrasonic elliptical vibration cutting.* IEEE Int. Sym. Micromechatronics Human Sci. Pp. 221-226.

[21] Per-Lennart, Larsson. (2008). *Similarity methods for analyzing indentation contact problems.* Journal of Materials Processing Technology. Vol. 202, pp.15-21.

[22] Taljat, B.; Pharr, G.M. (2004). *Development of pile-up during spherical indentation of elastic-plastic solids.* International Journal of Solids and Structures. Vol. 4, pp. 41-55.

[23] Roa, J. J.; Morales, M.; Martínez, M.; Capdevila, X.; Segarra, G.M. (2009). *Curva tensión-deformación mediante indentación esférica para materiales cerámicos superconductores de YBCO-TSMG.* Anales de Mecánica de la Fractura 26, Vol. 2, pp. 495-500.

[24] Adel Mahmood, Hassan. (1997). *The effects of ball and roller-burnishing on the surface roughness and hardness of some non-ferrous metals.* Journal of Materials Processing Technology. Vol. 72, pp. 385–391.

[25] El-Axir, M.H.; Othman, O.M.; Abodiena, A.M.; (2008). *Study on the inner surface finishing of aluminium alloy 2014 by ball-burnishing process.* Journal of Materials Processing Technology. Vol. 202, pp. 435-442.

[26] Mech-India Engineers Pvt. Ltd. (http://www.mechindia.com/). *Última visita 28/02/2015.*

[27] Ecoroll AG Werkzeugtechnik hydrostatic tools catalogue. (http://www.ecoroll.de/en/products/hydrostatische-werkzeuge.html). *Última visita 28/02/2015.*

[28] López de Lacalle, L.N., Lamikiz, A.J., Sánchez, J.A. (2005). *Mejora de la rugosidad de moldes y matrices mediante el bruñido con bola.* 7º Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica, México D.F.

[29] Butola, R.; Dr. Murtaza, Q.; Kumar, J., (2013). *Design and Fabrication of Multi Ball Burnishing for Post Machining Finishing Process.* Indian Journal of applied research. Vol. 3, pp. 202-204.

[30] Yamasa Yazici Mak (http://www.yamasa.com.tr). *Última visita 28/02/2015.*

[31] Travieso-Rodríguez, J. A. (2010). *Estudio para la mejora del acabado superficial de superficies complejas, aplicando un proceso de deformación plástica (Bruñido con Bola).* Tesis doctoral, Universitat Politècnica de Catalunya (España).

[32] Adel Mahmood, H.; Sulieman, Z.S. Al-Dhi (1999). *Improvement in the wear resistance of brass components by the ball burnishing process.* Journal of Materials Processing Technology. Vol. 96, pp. 73-80.

[33] Adel Mahmood, Hassan.; Ayman Mohammad, Maqableh. (2000). *The effects of initial burnishing parameters on non-ferrous components.* Journal of Materials Processing Technology. Volume 102, pp. 115–121.

[34] Luca, L. (2002). Investigation into the Use of Ball Burnishing of Hardened Steel Components as a Finishing Process. PhD Dissertation. University of Toledo (USA).

[35] Fang-Jung, Shiou.; Chien-Hua, Chen. (2003). *Freeform surface finish of plastic injection mould by using ball-burnishing process.* Journal of Materials Processing Technology. Vol. 140, pp. 248–254.

[36] Shepard, M.J.; Prevéy, P.S.; Jayaraman, N. (2003). *Effects of Surface Treatment on Fretting Fatigue Performance of Ti-6Al-4V.* Proceedings of the 8th National Turbine Engine High Cycle Fatigue (HCF) Conference. Monterey, CA.

[37] Hamadache, H.; Laouar, L.; Zeghib, N.E.; Chaoui, K. (2006) *Characteristics of Rb40 steel superficial layer under ball and roller burnishing.* Journal of Materials Processing Technology. Vol. 180, pp. 130–136.

[38] El-Tayeb, N.S.M.; Low, K.O.; Brevern, P.V. (2007). *Influence of roller burnishing contact width and burnishing orientation on surface quality and tribological behaviour of Aluminium 6061.* Journal of Materials Processing Technology. Vol. 186, pp. 272–278.

[39] Rodríguez, A.; López de Lacalle, L.N.; Celaya, A.; Lamikiz, A.; Albizuri, J. (2012). *Surface improvement of shafts by the deep ball-burnishing technique.* Surface & Coatings Technology. Vol. 206, pp. 2817–2824.

[40] Lamikiz, A.; López de Lacalle, N.; Celaya, A.; (2009). *Machine Tool Performance and Precision.* Machine Tools for High Performance Machining. Pp. 219-260

[41] Lei Li, F.; Xia, W.; Yao, Z.; Zhao, J.; Qiang Tang, Z. (2010). *Analytical prediction and experimental verification of surface roughness during the burnishing process*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. Vol. 62, pp. 67-75.

[42] El-Khabeery, M.M.; El-Axir, M.H. (2001). *Experimental techniques for studying the effects of milling roller-burnishing parameters on surface integrity.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 41, pp. 1705–1719.

[43] Celaya, A.; Rodríguez, A.; Albizuri, J.; López de Lacalle, L. N.; Alberdi, R. (2009). *Modelo de elementos finitos del bruñido.* Proceedings of 9º Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica, Las Palmas de Gran Canaria (España). Pp. 147-154.

[44] Salahshoor, M.; Guo, Y. B. (2012). *Process mechanics in ball burnishing biomedical magnesium–calcium alloy*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. Vol. 64, pp. 133-144.

[45] Kirchhoff, G.R. (1850). *Uber das gleichgewichi und die bewegung einer elastishem scheibe, J Fuer die Reine und Angewandte Mathematik.* Vol. 40, pp. 51–88.

[46] Chou, P.C.; Pagan, N. J. (1992). Elasticity tensor dynamic and engineering approaches. Dover Publication, Inc. New York (USA).

[47] González-Rojas, H. A., 2012. *Software en lenguaje Lazarus, diseñado para el TFM: "Diseño de una herramienta de bruñido con bola asistida por una vibración de alta frecuencia"*. Departament d'Enginyeria Mecànica. Universitat Politècnica de Catalunya (España).

[48] Ventsel, E; Krauthammer, T.; (2001). *Thin Plates and Shells Theory, Analysis, and Applications*. Marcel Dekker, Inc. New York (USA).

[49] Yin, S.; Shinmura, T. (2004). *A comparative study: polishing characteristics and its mechanisms of three vibration modes in vibration-assisted magnetic abrasive polishing.* International Journal of Machine Tools & Manufacture. Vol. 44, pp. 383–390.

[50] Holstein, T. Theory of Ultrasonic Absorption in Metals: the Collision-Drag Effect. (1959). Physical review. Vol. 2, pp. 479–496.

[51] Noyan, I.C.; Cohen, J.B. (1987). Residual stress. Measurements by diffraction and interpretation. Springer-Verlag. New York, (USA).

[52] Roettger, K. (2002). *Walzen Hartgedrehter Oberflaechen*. PhD Dissertation, WZL, RWTH. Aachen University (Alemania).

[53] El-Axis, M.M. (2007). *An investigation into the ball burnishing of aluminium alloy 6061-T6.* Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers: Part B - Journal of Engineering Manufacture. Vol 12, pp. 1733–1742.

[54] Hernot, X.; Bartier, O.; Bekouche Y.; El Abdi R.; Mauvoisin G. (2006) *Influence of penetration depth and mechanical properties on contact radius determination for spherical indentation*. International Journal of Solids and Structures. Vol. 43, pp. 4136-4153.

[55] Shi, Z.; Feng, X.; Huang, Y.; Xiao, J.; Hwang, K.C. (2010) *The equivalent axisymmetric model for Berkovich indenters in power-law hardening materials.* International Journal of Plasticity. Vol. 26, pp. 141-148.

[56] Gao, X.L. (2003) *Strain gradient plasticity solution for an internally pressurized thick-walled spherical shell of an elastic-plastic material.* Mechanics Research Communications. Vol. 30, pp.411-420.

[57] Gao, X.L.; Jing, X.N.; Subhash, G. (2006) *Two new expanding cavity models for indentation deformation of elastic strain-hardening materials.* International Journal of Solids and Structures. Vol. 43, pp. 2193-2208.

[58] Qu S.; Huang, Y.; Pharr, G.M.; Hwang, K.C. (2005) *The indentation size effect in the spherical indentation of iridium: A study via the conventional theory of mechanism-based gradient plasticity.* International Journal of Plasticity. Vol. 22, pp.1265-1286.

[59] Taylor, G.I. (1934) *The mechanism of plastic deformation of crystals.* Part I-Theoretical. Proceedings of the Royal Society of London. A 145, pp. 362-387.

[60] Taylor, G.I. (1938) *Plastic strain in metals.* Journal of the Institute of Metals. Vol. 62, pp. 307-304.

[61] Nix, W.D.; Gao, H. (1998) *Indentation size effects in crystalline materials: a law for strain gradient plasticity.* Journal of the Mechanics and Physics of Solids. Vol.46, pp. 411-425.

[62] Carpinteri, A.; Pugno, N. (2005) *Are scaling la on strength of solids related to mechanics or to geometry?* Nature Materials. Vol. 4, pp. 421-423.

[63] Vanimisetti, S. K.; Narasimhan, R. (2006) *A numerical analyasis of spherical indentation response of thin hard films on soft substrates.* International Jouernal of Solids and Structures. Vol 43, pp. 6180-6193.

[64] Taljat, B.; Pharr, G.M. (2004) *Development of pile-up during spherical indentation of elastic-plastic solids.* International Journal of Solids and Structures. Vol. 41, pp. 3891-3904.

[65] Matthews, J.R. (1980). *Indentation hardness and hot pressing.* Acta Metallurgica 28, pp. 311–318.

[66] Hill, R.; Storakers, B.; Zdunek, A.B., (1989). *A theoretical study of the Brinell hardness test.* Proceedings of the Royal Society of London. A 423, pp. 301–330.

[67] Taljat, B.; Zacharias, T.; Kosel, T.; (1998). *New analytical procedure to determine stress–strain curve from spherical indentation data.* International Journal of Solids and Structures. Vol. 33, pp. 4411–4426.

[68] Alcala, J.; Barone, A.C.; Anglada, M.; (2000). *The influence of plastic hardening on surface deformation modes around Vickers and spherical indents.* Acta Metallurgica 48, pp. 3451–3464.

[69] Oliver, W. C.; Pharr, D. M. (2004) *Measurement of hardness and elastic modulus by instrumented indentation: advances in understanding and refinements to methodology*. Journal of Materials Research. Vol. 19, pp. 3-20.

[70] Field, J. S.; Swain, M. V. (1995). *Determining the mechanical properties of small volumes of materials from sub-micrometer spherical indentations.* Journal of Materials Research. Vol. 10, pp. 101-112.

[71] Fischer-Cripps, A. C. (1999). *The Hertzian Contact Surface.* Journal of Materials Science. Vol. 34, pp. 129-137.

[72] Field, J. S.; Swain, M. V., (1993). *A simple predictive model for spherical indentation.* Journal of Material Research. Vol. 8, pp. 297-306.

[73] Pharr, G. M. (1998). *Measurement of mechanical properties by ultra-low load indentation.* Materials Science & Engineering, A: Structural Materials : Properties, Microstructure and Processing. A253 (1-2), pp. 151-159.

[74] Jiménez-Piqué, E.; Gaillard, Y.; Anglada, M. (2007). *Instrumented indentation of layered ceramic materials. Enginnering Materials.* Vol. 333, pp. 107-116.

[75] Esqué de los Ojos, D.; Alcalá Cabrelles, J. (2006) *Una ecuación de dureza unificada para ensayos de indentación esférica.* Treballs acadèmics, Universitat Politècnica de Catalunya.

[76] Johnson, K.L. (1987). *Contact Mechanics.* Cambridge: Cambridge University Press (Reino Unido).

[77] Alcalá, J., Barone, A.C. and Anglada, M. The influence of plastic hardening on surface deformation modes around Vickers and spherical indents. Acta Mater. 48 (2000) 3451-3464.

ANEXOS

ANEXO 1

Fichas técnicas de los materiales utilizados en las probetas ensayadas

La información presentada a continuación ha sido extraída de www.matweb.com.

Ficha técnica de material UNS A92017

- **Specifications**

Aluminum Association 2017

ISO designation Al Cu4MgSi

4,0Cu – 0,6Mg – 0,7Mn – 0,5Si

AU4G - LA 2017

ASTM B 211 and B 316

SAE J454

ANSI H38.4 and H38.12

- **Chemical Composition**

Composition limits. 0,2 to 0,8 Si; 0,7 max Fe; 3,5 to 4,5 Cu; 0,4 to 0,8 Mg; 0,4 to 1,0 Mn; 0,1 max Cr; 0,15 max Ti; 0,25 max Zn; 0,05 other (each); 0,15 others (total); bal Al

- **Applications**

Typical uses. Alloy 2017, which was the first alloy developed in the Al-Cu-Mg series, is now in rather limited use, chiefly for rivets. Used in components for general engineering purposes, structural applications in construction and transportation, screw machine products, and fittings.

General characteristics. Age-hardenable wrought aluminum alloy with medium strength and ductility, good machinability, good formability, and fair resistance to atmospheric

corrosion. Welding is not recommended unless heat treatment after welding is practicable. Its service temperature is below 100 °C (212 °F).

Forms available. Forgings, extrusions, bars, rods, wire, shapes, and rivets

- **Properties**

Physical Properties	
Density	2,80 g/cm^3
Mechanical Properties (T4)	
Hardness, Brinell	105
Tensile Strength, Ultimate	427 MPa
Tensile Strength, Yield	275 MPa
Elongation at Break	22 %
Modulus of Elasticity	72,4 GPa
Modulus of rigidity	27,5 GPa
Shear Modulus	262 GPa

- **Fabrication Characteristics**

Annealing temperature. 415 °C (775 °F) for a heat-treated anneal and 340 to 350 °C (640 to 660 °F) for cold-work anneal

Solution temperature. 500 to 510 °C (930 to 950 °F)

Aging temperature. Room temperature

Machinability. Fair to good in the annealed condition and excellent in the solution treated and naturally aged condition (T4 temper)

Workability. Has good formability. In the annealed condition (O temper) its formability is equal to or superior to 2024-O. In the T4 temper condition, it forms as readily as 2024-T3 or 2024-T4.

Weldability. Because of the effect of heating on corrosion resistance, welding is rarely recommended except where heat treatment after welding is practicable. The inert gas method and resistance welding have given satisfactory results. Gas welding, brazing, and soldering are not successful. This alloy is so sensitive to cracking during welding that other aluminum alloys, joint design, fixtures, and so on must be arranged so as to put a minimum stress on the joint during cooling. The best filler material is parent metal.

Corrosion Resistance. A92017 has a fair resistance to atmospheric corrosion, depending on its thermal treatment. Quenching slowly from the solution-treatment temperature lowers the resistance to corrosion and makes this alloy susceptible to intergranular attack.

The same result is obtained by heating the alloy after solution treatment. If, however, the alloy has been slowly quenched, artificial aging tends to restore the normal resistance to attack; in fact, for material that is to be artificially aged, a mild quench may be preferable. For thicker sections, the rate of cooling even by immersion in cold water is not great enough to produce complete freedom from susceptibility to intergranular attack. In thin sections the solution treated material, being aged at room temperature, is more resistant to corrosion than the fully aged material, while in heavy sections the latter is more resistant because of the beneficial effect of artificial aging on more slowly cooled material.

Ficha técnica de material UNS G10380

- **Specifications**

AISI 1038 Steel

ASTM A29, A510, A544, A545, A546, A576

SAE J403, J412, J414

DIN 1.1176

AFNOR XC 38 TS (France)

- **Categories**

Metal; Ferrous Metal; Carbon Steel; AISI 1000 Series Steel; Medium Carbon Steel

- **Material Notes**

Typical uses include machine, plow, and carriage bolts, tie wire, cylinder head studs, and machined parts, U-bolts, concrete reinforcing rods, forgings, and non-critical springs.

- **Properties**

Physical Properties	
Density	7,845 g/cm^3

Mechanical Properties	
Hardness, Brinell	149
Hardness, Knoop	169
Hardness, Rockwell B	80
Hardness, Vickers	155
Tensile Strength, Ultimate	515 MPa
Tensile Strength, Yield	285 MPa
Elongation at Break	18,0 %
Modulus of Elasticity	200 GPa
Bulk Modulus	140 GPa
Poissons Ratio	0,290
Izod Impact	49,0 J
Shear Modulus	80,0 GPa
Chemical Composition	
Carbon, C	0,34 – 0,42 %
Iron, Fe	98,59 – 99,09 %
Manganese, Mn	0,6 – 0,9 %
Phosphorous, P	<= 0,04 %
Sulfur, S	<= 0,05 %

ANEXO 2

Ensayos para determinar las propiedades mecánicas de los materiales utilizados en la fabricación de las probetas de los experimentos

Cuando una pieza metálica es deformada plásticamente en frío, ésta se va auto-endureciendo a medida que ocurre dicho proceso. Durante el proceso que resulta de la deformación del cuerpo, la tensión y el endurecimiento usualmente crecen y los términos trabajo de endurecimiento y trabajo de deformación se refieren a cuanto es el tensionado debido a la deformación en frío.

El método más común para observar el endurecimiento de un material metálico durante su deformación de una manera cuantitativa, es a través del ensayo de tracción del mismo. Otros métodos a través de los cuales también se puede observar este fenómeno son los ensayo de compresión directa, de torsión, de equilibrado bidireccional y el de compresión en tensión plana.

El ensayo de tracción es el más sencillo, por ello será el utilizado para determinar la influencia del endurecimiento durante la deformación, en el proceso en estudio.

- **Ensayo de tracción uniaxial**

A continuación se describirá el ensayo realizado para el aluminio A92017. Para el otro dos material en estudio (el acero G1308), el proceso es similar, con lo cual solo se mostrarán los resultados del experimento.

Los resultados obtenidos en el ensayo de tracción están influenciados por las condiciones en las que se desarrollan el mismo en cada caso. Estas condiciones son:

- La velocidad de deformación. En este caso fue utilizada una velocidad de 10 mm/s.
- Las temperaturas a la que se realiza. La temperatura ambiente era de 27ºC.
- Las mediciones se limitan a medir una sección en la que se experimenta un estado de tensión de tracción unidimensional en un proceso de deformación uniforme.

La información básica obtenida en este ensayo es la carga o la fuerza *F*, necesaria para provocar una determinada elongación Δh. A partir de estos datos, los valores de tensión y de deformación se calculan ya que proporcionan una información más general.

La figura 1 muestra el esquema de la curva típica de esfuerzo – deformación, obtenida experimentalmente para el aluminio A92017 (figura 2). Dado que el comportamiento elástico que se produce en muy pequeño en comparación con el total del ensayo, esta zona aparece como una línea casi vertical cercana al eje de las ordenadas, ya que todos los datos se trazan en una escala común.

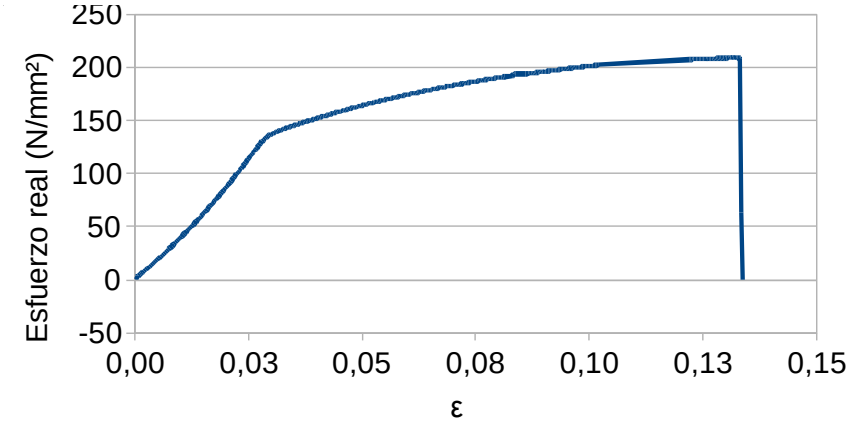


Figura 1. Curva experimental de esfuerzo – deformación para el material de la pieza de trabajo, en el ensayo de tracción

Figura 1. Probeta utilizada en los ensayos de tracción del aluminio A92017

- **2.2. Propiedades mecánicas**

Del ensayo anterior se pueden extraer varias propiedades mecánicas interesantes para el estudio del material de la pieza de trabajo. Por ejemplo:

$$\sigma_f = \frac{F_y}{A_0} \quad (1)$$

Donde:

F_y- Fuerza de tracción ejercida sobre la pieza de trabajo.
A_0- Área inicial de la sección transversal de la pieza de trabajo.
σ_f - Límite elástico: Que se define como el valor de tensión a partir del cual el material comienza a fluir.

En todo caso σ se puede definir en todo instante de tiempo como el valor del esfuerzo que provoca una cierta deformación en el cuerpo en estudio.

$$E = \frac{\Delta F}{A}\frac{h_i}{\Delta h} \quad (2)$$

Donde:

E- Módulo de *Young*

ΔF- Diferencia de fuerzas entre dos puntos consecutivos

Δh- Diferencia de Elongación producto del incremento de la fuerza

La curva experimental de la figura A2-3, difiere de la teórica para el mismo material, en que en ella está reflejado el efecto del endurecimiento que va teniendo el material producto del proceso de deformación a que está siendo sometido. Este efecto se considera en la siguiente expresión:

$$\sigma = K_1 \varepsilon^n \text{ (Ecuación de } \textit{Hollomon}\text{)} \quad (3)$$

Donde:

ε- Deformación real inducida por la fuerza F

$$\varepsilon = \ln\left(\frac{1}{1-\frac{A_0 - A}{A_0}}\right) \qquad (4)$$

Donde:

A_o- Área de la sección transversal del cuerpo en estudio antes de ser deformado
A- Área de la sección transversal del cuerpo en estudio durante la deformación
σ - Nuevo valor para el esfuerzo, producto del endurecimiento del material
K_1- Valor de esfuerzo para tasa de deformación unitaria
n- Coeficiente de endurecimiento por deformación.

Es un factor indicador de la ductilidad y/o conformabilidad de los metales y aleaciones. Experimentalmente, el valor de n se determina graficando los valores de los logaritmos naturales del esfuerzo y de la deformación obtenidos en un ensayo de tracción (figura 3) y calculando por el método de ajuste por mínimos cuadrados, la pendiente de la recta resultante. n=1 para la zona de deformación elástica del material, $n \neq 1$ para la zona de deformación plástica del material.

De esta manera y determinando experimentalmente los valores de K y n, se podría obtener los valores de esfuerzos reales en cada momento, así como el límite elástico del material, durante el desarrollo del proceso de deformación plástica de una pieza de Aluminio.

En el gráfico de la figura 3, se muestran los resultados obtenidos para la pieza de aluminio A92017.

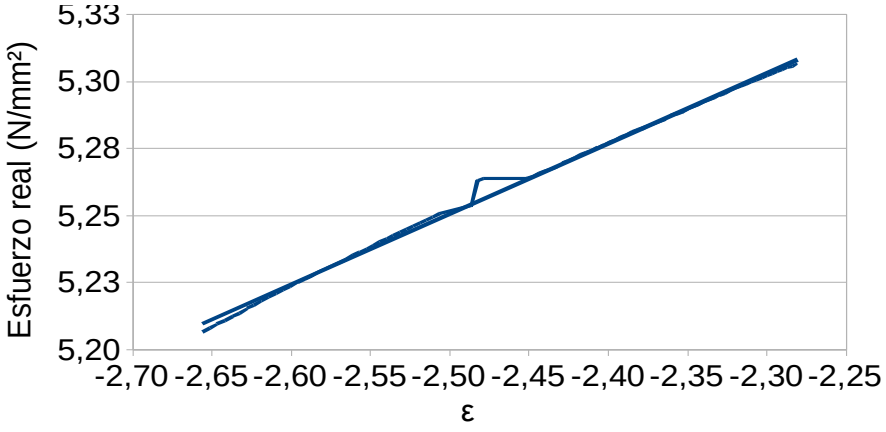


Figura 3. Gráfico de tensión real – deformación real, en escala logarítmica para determinar K y n

De la misma manera si se quiere encontrar el esfuerzo de fluencia a tracción pura γ, se puede obtener a través de la siguiente fórmula:

$$\gamma = K_1 H^n \tag{5}$$

$$\text{si} \quad \sigma_r = \sigma_\theta$$

Donde:

H- Intensidad de la tasa de deformación a corte.

Se sigue el mismo procedimiento para los otros dos materiales en estudio. En la tabla A2-1 se resumen los valores de las propiedades encontrados para los 3 materiales.

Denominación del material	Densidad ρ (gr/mm^3)	Módulo de *Young E* (GPa)	*K* (N/mm^2)	*n* (adimensional)	γ (N/mm^2)
Aluminio A96351	0.00270	74,000	436.5	0,274	93.5
Aluminio A92017	0,00279	78,000	367.7	0.260	140
Acero G10380	0,00784	211,344	1117	0.190	416

Tabla 1. Constantes del modelo y propiedades que caracterizan a los materiales, determinadas a través del ensayo de tracción

- **Determinación del módulo de Young por ultrasonidos**

Para contrastar los resultados obtenidos a través del ensayo de tracción, se determinó el módulo de *Young* de los materiales ensayados a través de la técnica de ultrasonidos.

Un material puede, a la vez, transmitir y reflejar ondas elásticas. Un transductor ultrasónico aprovecha el efecto piezoeléctrico para introducir una serie de pulsos elásticos a alta frecuencia en el material, por lo general por encima de los 100000 Hz. Los pulsos crean una onda de deformación por compresión, que se propaga a través del material. La onda elástica se transmita a través del material a una velocidad que depende del módulo de elasticidad y de la densidad del mismo. En este caso se utiliza el método del pulso y el eco, o de reflexión (figura 4). Se genera un pulso ultrasónico que es transmitido a través del material en estudio. Cuando la onda elástica choca con una interfase, parte de la onda se

refleja, regresando al transductor. En un osciloscopio (figura 5) es posible mostrar tanto el pulso inicial como el reflejado. Del despliegue, se mide el tiempo requerido para el viaje de ida y vuelta, con lo que se puede conocer la distancia a la que se encuentra la interfase. De no existir fallas en el material, el haz se reflejará desde su lado opuesto y la distancia será dos veces el espesor de la pared, mientras que moviendo el transductor sobre la superficie, se puede conocer, también la longitud de la discontinuidad. Esto se hace con el material de las probetas ensayadas en dos direcciones y el contraste de los resultados obtenidos sirve para determinar el módulo de *Young* del material.

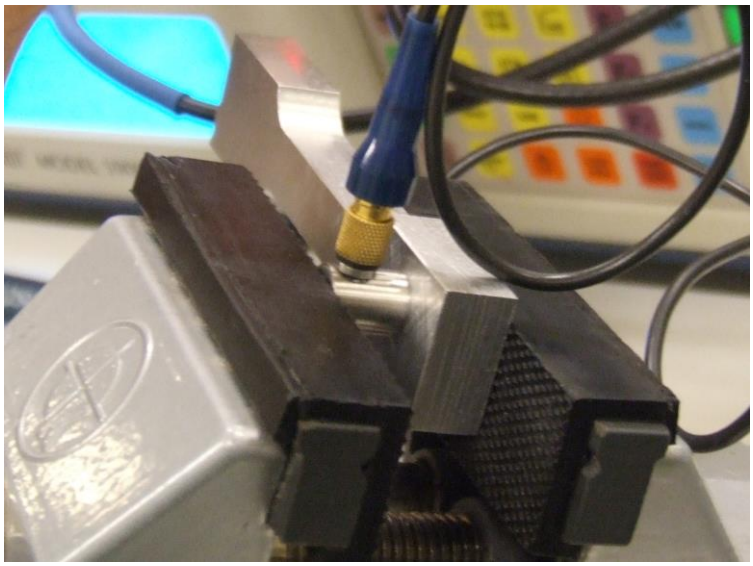


Figura 2. Colocación del transductor sobre la superficie de la pieza a ensayar

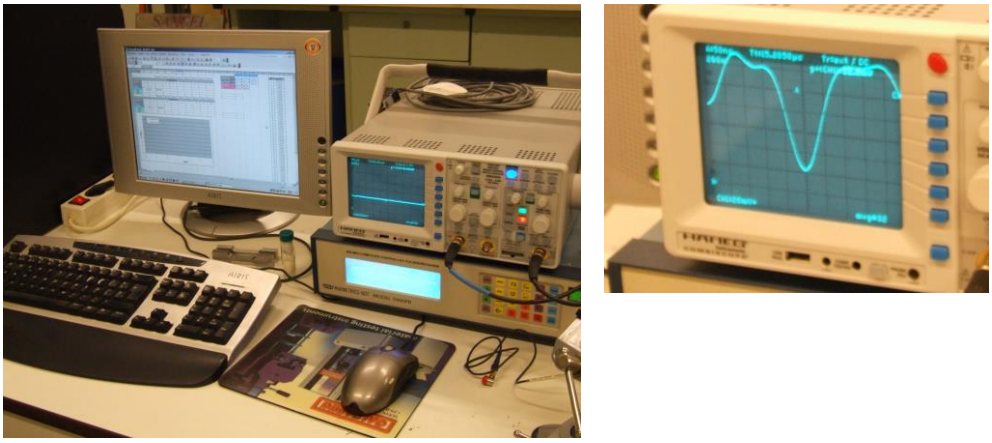
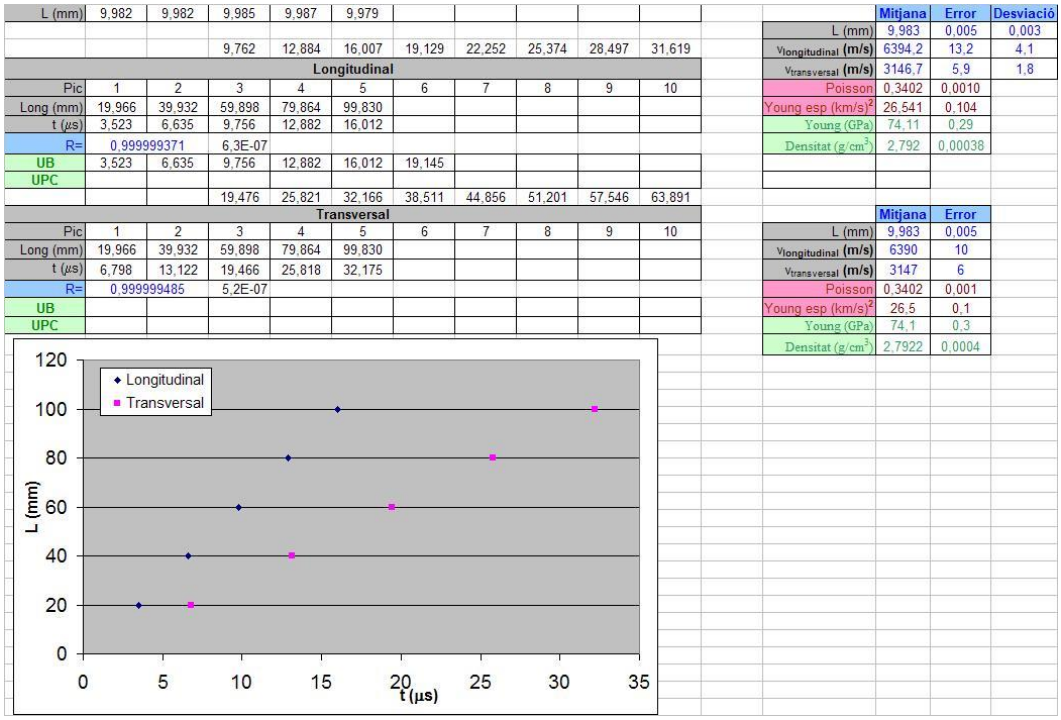


Figura 3. Instalación utilizada para hacer las mediciones de ultasonidos

Las mediciones se efectuaron en dos probetas de cada material ensayado, para poder tener unos resultados más fiables. Estos se encuentran a continuación en las figuras 6 a la 9.

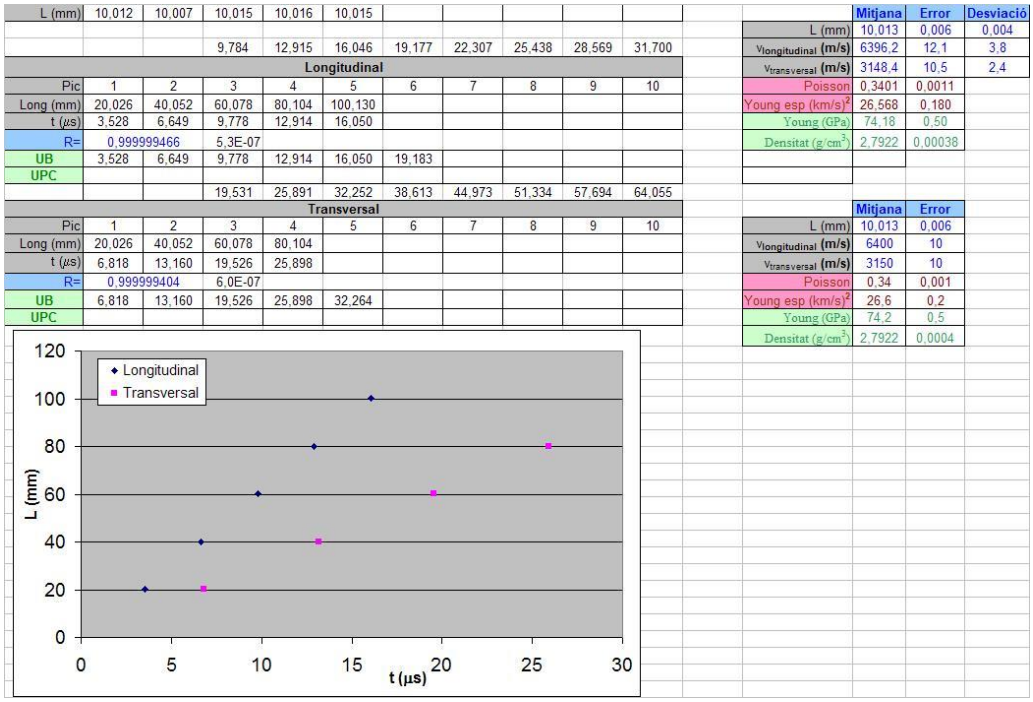


L (mm)	9,982	9,982	9,985	9,987	9,979					
			9,762	12,884	16,007	19,129	22,252	25,374	28,497	31,619
Longitudinal										
Pic	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Long (mm)	19,966	39,932	59,898	79,864	99,830					
t (µs)	3,523	6,635	9,756	12,882	16,012					
R=	0,999999371		6,3E-07							
UB	3,523	6,635	9,756	12,882	16,012	19,145				
UPC										
			19,476	25,821	32,166	38,511	44,856	51,201	57,546	63,891
Transversal										
Pic	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Long (mm)	19,966	39,932	59,898	79,864	99,830					
t (µs)	6,798	13,122	19,466	25,818	32,175					
R=	0,999999485		5,2E-07							
UB										
UPC										

	Mitjana	Error	Desviació
L (mm)	9,983	0,005	0,003
$v_{longitudinal}$ (m/s)	6394,2	13,2	4,1
$v_{transversal}$ (m/s)	3146,7	5,9	1,8
Poisson	0,3402	0,0010	
Young esp (km/s)^2	26,541	0,104	
Young (GPa)	74,11	0,29	
Densitat (g/cm^3)	2,792	0,00038	

	Mitjana	Error
L (mm)	9,983	0,005
$v_{longitudinal}$ (m/s)	6390	10
$v_{transversal}$ (m/s)	3147	6
Poisson	0,3402	0,001
Young esp (km/s)^2	26,5	0,1
Young (GPa)	74,1	0,3
Densitat (g/cm^3)	2,7922	0,0004

Figura 6. Hoja de excel utilizada para el cálculo del módulo de Young de la probeta 1 de aluminio A92017



L (mm)	10,012	10,007	10,015	10,016	10,015					
			9,784	12,915	16,046	19,177	22,307	25,438	28,569	31,700
Longitudinal										
Pic	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Long (mm)	20,026	40,052	60,078	80,104	100,130					
t (µs)	3,528	6,649	9,778	12,914	16,050					
R=	0,999999466		5,3E-07							
UB	3,528	6,649	9,778	12,914	16,050	19,183				
UPC										
			19,531	25,891	32,252	38,613	44,973	51,334	57,694	64,055
Transversal										
Pic	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Long (mm)	20,026	40,052	60,078	80,104						
t (µs)	6,818	13,160	19,526	25,898						
R=	0,999999404		6,0E-07							
UB	6,818	13,160	19,526	25,898	32,264					
UPC										

	Mitjana	Error	Desviació
L (mm)	10,013	0,006	0,004
$v_{longitudinal}$ (m/s)	6396,2	12,1	3,8
$v_{transversal}$ (m/s)	3148,4	10,5	2,4
Poisson	0,3401	0,0011	
Young esp (km/s)^2	26,568	0,180	
Young (GPa)	74,18	0,50	
Densitat (g/cm^3)	2,7922	0,00038	

	Mitjana	Error
L (mm)	10,013	0,006
$v_{longitudinal}$ (m/s)	6400	10
$v_{transversal}$ (m/s)	3150	10
Poisson	0,34	0,001
Young esp (km/s)^2	26,6	0,2
Young (GPa)	74,2	0,5
Densitat (g/cm^3)	2,7922	0,0004

Figura 7. Hoja de excel utilizada para el cálculo del módulo de Young de la probeta 2 de aluminio A92017

L (mm)	5,002	4,999	4,998	4,998	4,998					
			5,450	7,137	8,823	10,510	12,197	13,883	15,570	17,257
Longitudinal										
Pic	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Long (mm)	9,998	19,996	29,994	39,992	49,990	59,988				
t (µs)	2,078	3,762	5,450	7,135	8,825	10,510				
R=	0,999999909		9,1E-08							
UB	2,078	3,762	5,450	7,135	8,825	10,510	12,203			
UPC										
			9,704	12,788	15,873	18,958	22,042	25,127	28,211	31,296
Transversal										
Pic	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Long (mm)	9,998	19,996	29,994	39,992	49,990	59,988				
t (µs)	3,533	6,619	9,706	12,790	15,870	18,958				
R=	0,999999943		5,7E-08							
UB	3,533	6,619	9,706	12,790	15,870	18,958				
UPC										

	Mitjana	Error	Desviació
L (mm)	4,999	0,003	0,002
$v_{longitudinal}$ (m/s)	5927,6	3,5	1,3
$v_{transversal}$ (m/s)	3241,2	1,5	0,5
Poisson	0,2867	0,0004	
Young esp (km/s)^2	27,036	0,043	
Young (GPa)	211,95	0,34	
Densitat (g/cm^3)	7,8397	0,00028	

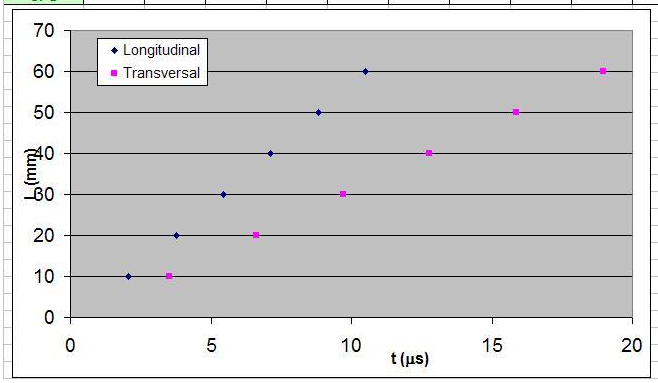


Figura 8. Hoja de excel utilizada para el cálculo del módulo de Young de la probeta 1 de acero G10380

L (mm)	4,999	4,996	5,000	4,995	4,997					
			5,450	7,138	8,826	10,513	12,201	13,889	15,576	17,264
Longitudinal										
Pic	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Long (mm)	9,995	19,990	29,984	39,979	49,974	59,969	69,964	79,958		
t (µs)	2,078	3,761	5,448	7,137	8,826	10,513	12,202	13,889		
R=	0,999999919		8,1E-08							
Mesura 1										
Mesura 2										
			9,712	12,798	15,884	18,970	22,055	25,141	28,227	31,313
Transversal										
Pic	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Long (mm)	9,995	19,990	29,984	39,979	49,974					
t (µs)	3,541	6,626	9,712	12,798	15,884					
R=	0,999999998		2,1E-09							
Mesura 1	3,546	6,631	9,719	12,806	15,892	18,966	22,066			
Mesura 2	3,541	6,626	9,712	12,798	15,884	18,939	22,059			

	Mitjana	Error	Desviació
L (mm)	4,997	0,004	0,002
$v_{longitudinal}$ (m/s)	5922,2	2,4	1,0
$v_{transversal}$ (m/s)	3239,0	0,4	0,1
Poisson	0,2866	0,0002	
Young esp (km/s)^2	26,995	0,039	
Young (GPa)	211,64	0,31	
Densitat (g/cm^3)	7,8397	0,00028	

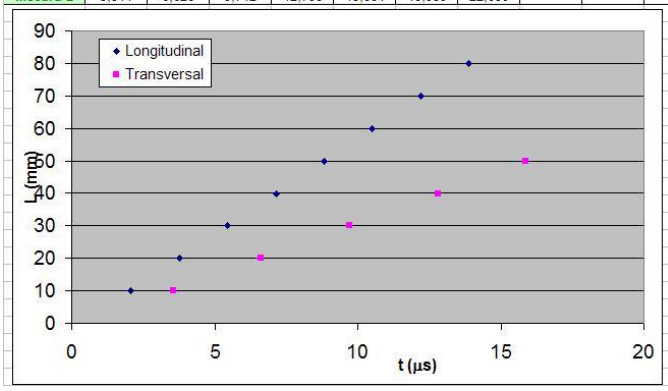


Figura 9. Hoja de excel utilizada para el cálculo del módulo de Young de la probeta 2 de acero G10380

Por último, se muestran los resultados obtenidos para el módulo de *Young* en el caso de ambos materiales. Estos resultados son muy similares a los obtenidos para cada material a través del ensayo de tracción descrito anteriormente, como se puede observar en esta tabla comparativa (tabla 2).

Material	Ensayo de tracción (GPa)	Ultrasonidos (GPa)
A 92017	78,000	76,145
G 10380	211,344	211,795

Tabla 2. Comparación de los valores del módulo de Young E, obtenidos por el ensayo de tracción y por ultrasonidos

ANEXO 3

Descripción de los indicadores de rugosidad superficial utilizados en el estudio

Para caracterizar la calidad superficial de una superficie en 2 dimensiones se pueden calcular los parámetros en el perfil bruto (*P*) o tras filtración, en el perfil de rugosidad (*R*) ó el perfil de ondulación (*W*). Para cada parámetro, se definen el tipo de filtro y el *cut-off* a utilizar. Por consiguiente, es posible solicitar varias ocurrencias de un mismo parámetro, con ajustes diferentes.

- **Condiciones de cálculo**

La norma ISO 4287:1997 define ciertos parámetros en una longitud básica y otros en la longitud de evaluación. Tras la estimación de los parámetros en una longitud básica; se efectúa la media de estos parámetros en el conjunto de las longitudes básicas, tal y como se indica en la norma ISO 4288:1998.

- **Parámetros de la norma ISO 4287:1997**

Para los perfiles: *P* por perfil bruto (figura 1), *R* por perfil de rugosidad (figura 2) y *W* por perfil de ondulación. La lista siguiente presenta los parámetros con el prefijo *X* que hay que sustituir por *P*, *R* ó *W* según las necesidades.

Los parámetros relacionados con la longitud básica utilizan *lb* y los relacionados con la longitud de evaluación utilizan *le*.

Así para la rugosidad superficial media aritmética de las diferencias con la media (*Ra*), se calcula utilizando (A4-1)

$$R_a = \frac{1}{lb}\sum_{0}^{lb}\left|Z_{(x)}\right| \qquad (1)$$

El resultado se indica en la unidad de longitud del eje *Z*, en este caso en µm.

La rugosidad total del perfil en la longitud de evaluación (*Rt*) representa la altura entre el pico más alto y el valle más profundo, independientemente de las longitudes básicas. El resultado también se indica en la unidad de longitud del eje *Z*, en este caso en µm.

El indicador *Rt* tiene como desventaja falsearse fácilmente a causa de puntos extremos aberrantes.

En la figura 1 se puede observar un perfil de rugosidad superficial medido y el valor de R_a y R_t del mismo.

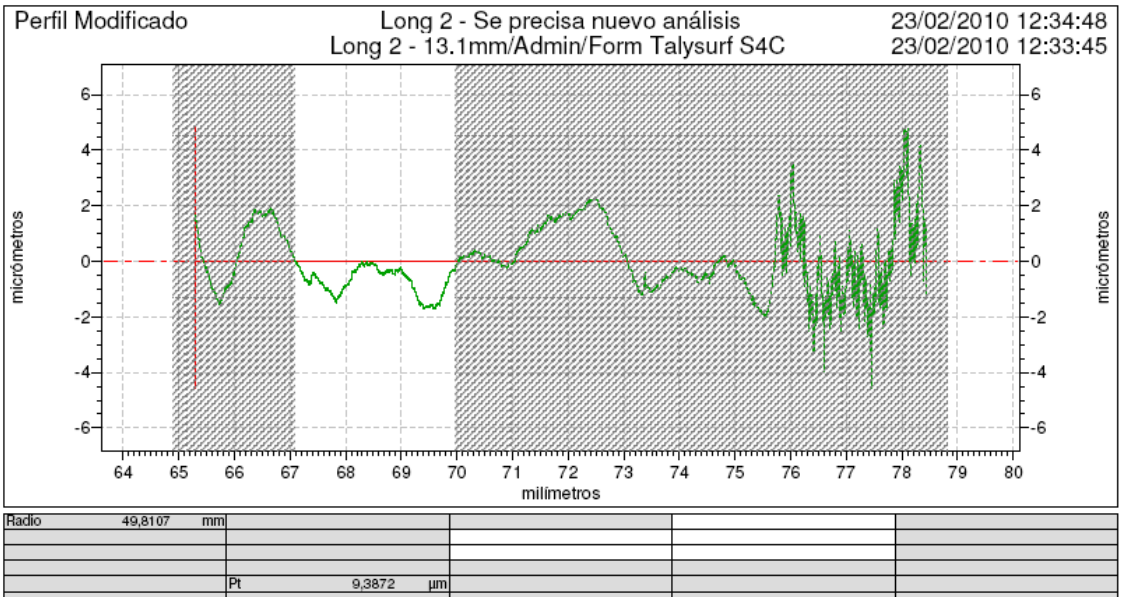


Figura 4. Gráfico del perfil bruto de la superficie de una pieza bruñida

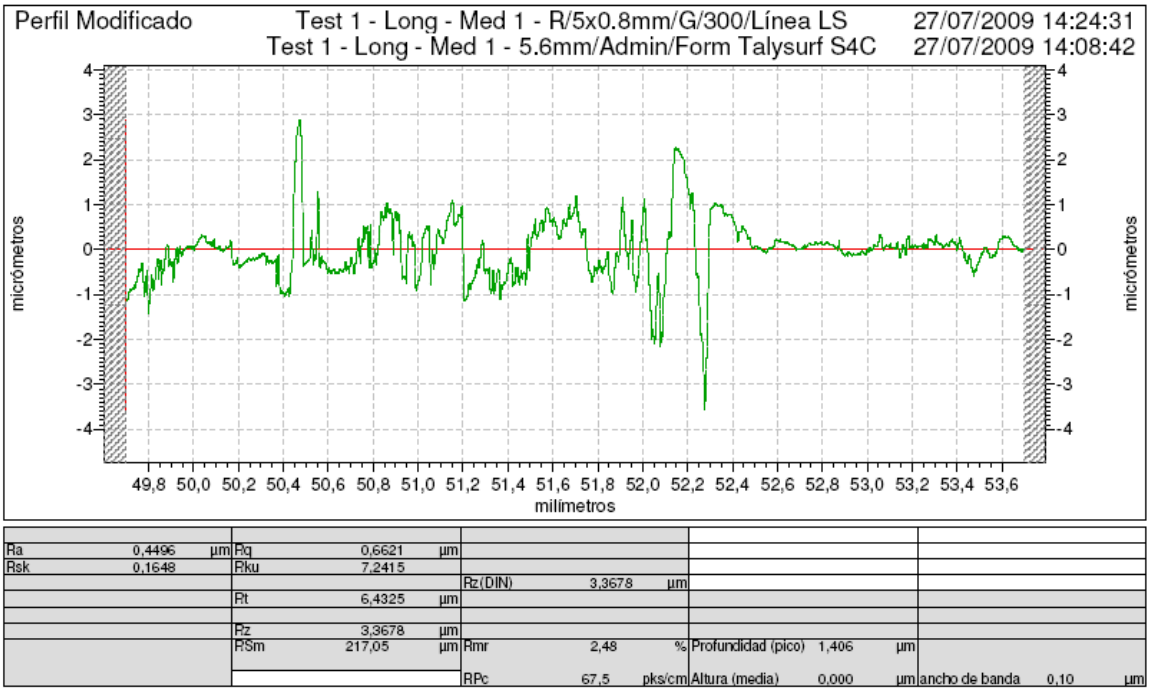


Figura 5. Gráfico del perfil de rugosidad superficial de una pieza bruñida.

- **Referencias normativas**

1. ISO 3274:1997: Estados de superficie: método del perfil, características nominales de los aparatos de contacto.

2. ISO 4287:1997: Estados de superficie: método del perfil, términos, definiciones y parámetros de estados de superficie.

3. ISO 4288:1996: Estados de superficie: método del perfil, reglas y procedimientos para la evaluación del estado de superficie.

4. ISO 11562:1997: Caracterización metrológica de los filtros con fase correcta y bandas de transmisión a utilizar en los perfilómetros de contacto.

ANEXO 4

Norma UNE-EN ISO 6507-1

Ensayos de dureza Vickers

norma española

UNE-EN ISO 6507-1

Noviembre 2006

TÍTULO

Materiales metálicos

Ensayo de dureza Vickers

Parte 1: Método de ensayo

(ISO 6507-1:2005)

Metallic materials. Vickers hardness test. Part 1: Test method (ISO 6507-1:2005).

Matériaux métalliques. Essai de dureté Vickers. Partie 1: Méthode d'essai (ISO 6507-1:2005).

CORRESPONDENCIA

Esta norma es la versión oficial, en español, de la Norma Europea EN ISO 6507-1:2005, que a su vez adopta la Norma Internacional ISO 6507-1:2005.

OBSERVACIONES

Esta norma, junto con la Norma UNE-EN ISO 6507-4 en elaboración, anulará y sustituirá a las Normas UNE-EN ISO 6507-1:1998 y UNE-EN ISO 6507-1:2001 Erratum.

ANTECEDENTES

Esta norma ha sido elaborada por el comité técnico AEN/CTN 7 *Ensayos de Materiales* cuya Secretaría desempeña ESCUELA UNIVERSITARIA DE ARQUITECTURA TÉCNICA.

Editada e impresa por AENOR
Depósito legal: M 47586:2006

© AENOR 2006
Reproducción prohibida

LAS OBSERVACIONES A ESTE DOCUMENTO HAN DE DIRIGIRSE A:

AENOR Asociación Española de Normalización y Certificación

C Génova, 6
28004 MADRID-España

Teléfono 91 432 60 00
Fax 91 310 40 32

26 Páginas

Grupo 17

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

NORMA EUROPEA
EUROPEAN STANDARD
NORME EUROPÉENNE
EUROPÄISCHE NORM

EN ISO 6507-1

Diciembre 2005

ICS 77.040.10

Sustituye a EN ISO 6507-1:1997

Versión en español

Materiales metálicos
Ensayo de dureza Vickers
Parte 1: Método de ensayo
(ISO 6507-1:2005)

Metallic materials. Vickers hardness test. Part 1: Test method. (ISO 6507-1:2005)

Matériaux métalliques. Essai de dureté Vickers. Partie 1: Méthode d'essai. (ISO 6507-1:2005)

Metallische Werkstoffe. Härteprüfung nach Vickers. Teil1: Prüfverfahren. (ISO 6507-1:2005)

Esta norma europea ha sido aprobada por CEN el 2005-12-14.

Los miembros de CEN están sometidos al Reglamento Interior de CEN/CENELEC que define las condiciones dentro de las cuales debe adoptarse, sin modificación, la norma europea como norma nacional. Las correspondientes listas actualizadas y las referencias bibliográficas relativas a estas normas nacionales pueden obtenerse en el Centro de Gestión de CEN, o a través de sus miembros.

Esta norma europea existe en tres versiones oficiales (alemán, francés e inglés). Una versión en otra lengua realizada bajo la responsabilidad de un miembro de CEN en su idioma nacional, y notificada al Centro de Gestión, tiene el mismo rango que aquéllas.

Los miembros de CEN son los organismos nacionales de normalización de los países siguientes: Alemania, Austria, Bélgica, Chipre, Dinamarca, Eslovaquia, Eslovenia, España, Estonia, Finlandia, Francia, Grecia, Hungría, Irlanda, Islandia, Italia, Letonia, Lituania, Luxemburgo, Malta, Noruega, Países Bajos, Polonia, Portugal, Reino Unido, República Checa, Suecia y Suiza.

CEN
COMITÉ EUROPEO DE NORMALIZACIÓN
European Committee for Standardization
Comité Européen de Normalisation
Europäisches Komitee für Normung
CENTRO DE GESTIÓN: Rue de Stassart, 36 B-1050 Bruxelles

© 2005 Derechos de reproducción reservados a los Miembros de CEN.

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

PRÓLOGO

El texto de la Norma EN ISO 6507-1:2005 ha sido elaborado por el Comité Técnico ISO/TC 164 *Ensayos mecánicos de los materiales metálicos*, en colaboración con el Comité Técnico ECISS/TC 1 *Ensayos de acero,* cuya Secretaría desempeña AFNOR,

Esta norma europea debe recibir el rango de norma nacional mediante la publicación de un texto idéntico a ella o mediante ratificación antes de finales de junio de 2006, y todas las normas nacionales técnicamente divergentes deben anularse antes de finales de junio de 2006.

Esta norma anula y sustituye a la Norma EN ISO 6507-1:1997.

De acuerdo con el Reglamento Interior de CEN/CENELEC, están obligados a adoptar esta norma europea los organismos de normalización de los siguientes países: Alemania, Austria, Bélgica, Chipre, Dinamarca, Eslovaquia, Eslovenia, España, Estonia, Finlandia, Francia, Grecia, Hungría, Irlanda, Islandia, Italia, Letonia, Lituania, Luxemburgo, Malta, Noruega, Países Bajos, Polonia, Portugal, Reino Unido, República Checa, Suecia y Suiza.

DECLARACIÓN

El texto de la Norma Internacional ISO 6507-1:2005 ha sido aprobado por CEN como Norma Europea EN ISO 6507-1:2005 sin ninguna modificación.

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

ÍNDICE

Página

PRÓLOGO **6**

INTRODUCCIÓN **7**

1 OBJETO Y CAMPO DE APLICACIÓN **7**

2 NORMAS PARA CONSULTA **7**

3 PRINCIPIO **7**

4 SÍMBOLOS Y ABREVIATURAS **8**

5 MÁQUINA DE ENSAYO **9**

6 PROBETA **9**

7 PROCEDIMIENTO **10**

8 INCERTIDUMBRE DE LOS RESULTADOS **11**

9 INFORME DE ENSAYO **11**

ANEXO A (Normativo) ESPESOR MÍNIMO DE LA PROBETA EN FUNCIÓN DE LA FUERZA DE ENSAYO Y DE LA DUREZA **13**

ANEXO B (Normativo) TABLAS DE FACTORES DE CORRECCIÓN PARA SU UTILIZACIÓN EN ENSAYOS SOBRE SUPERFICIES CURVAS **15**

ANEXO C (Informativo) PROCEDIMIENTO DE CONTROL PERIÓDICO DE LA MÁQUINA DE ENSAYO POR EL USUARIO **19**

ANEXO D (Informativo) INCERTIDUMBRE DE LOS VALORES DE DUREZA MEDIDOS **20**

BIBLIOGRAFÍA **26**

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

PRÓLOGO

ISO (la Organización Internacional de Normalización) es una federación mundial de organismos nacionales de normalización (organismos miembros de ISO). El trabajo de preparación de las normas internacionales normalmente se realiza a través de los comités técnicos de ISO. Cada organismo miembro interesado en una materia para la cual se haya establecido un comité técnico, tiene el derecho de estar representado en dicho comité. Las organizaciones internacionales, públicas y privadas, en coordinación con ISO, también participan en el trabajo. ISO colabora estrechamente con la Comisión Electrotécnica Internacional (IEC) en todas las materias de normalización electrotécnica.

Las normas internacionales se redactan de acuerdo con las reglas establecidas en la Parte 2 de las Directivas ISO/IEC.

La tarea principal de los comités técnicos es preparar normas internacionales. Los proyectos de normas internacionales adoptados por los comités técnicos se envían a los organismos miembros para su votación. La publicación como norma internacional requiere la aprobación por al menos el 75% de los organismos miembros con derecho a voto.

Se llama la atención sobre la posibilidad de que algunos de los elementos de esta norma internacional puedan estar sujetos a derechos de patente. ISO no asume la responsabilidad por la identificación de cualquiera o todos los derechos de patente.

La Norma Internacional ISO 6507-1 fue preparada por el Comité Técnico ISO/TC 164, *Ensayos mecánicos de los materiales metálicos*, subcomité SC 3, *Ensayos de dureza*.

Esta tercera edición, junto con la Norma Internacional ISO 6507-4, anulan y sustituyen a la segunda edición (ISO 6507-1:1997) que ha sido objeto de una revisión técnica.

La Norma Internacional ISO 6507 consta de la partes siguientes bajo el título general Materiales metálicos. Ensayo de dureza Vickers:

- Parte 1: Método de ensayo.
- Parte 2: Verificación y calibración de las máquinas de ensayo.
- Parte 3: Calibración de los bloques patrón.
- Parte 4: Tablas de valores de dureza.

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

INTRODUCCIÓN

La verificación periódica de la máquina de ensayo que se describe en el anexo C (informativo) es una buena práctica metrológica. Se pretende convertir este anexo en normativo en una próxima revisión de esta parte de la Norma Internacional ISO 6507.

Para sistemas de medida automatizados, esta norma debería aplicarse de forma adecuada al tipo de sistema de medida.

1 OBJETO Y CAMPO DE APLICACIÓN

Esta parte de la Norma Internacional ISO 6507 especifica el método de ensayo de dureza Vickers para los tres rangos diferentes de fuerza de ensayo aplicados en materiales metálicos (véase la tabla 1).

Tabla 1 – Rangos de fuerzas de ensayo

Rangos de la fuerza de ensayo, F N	Símbolo de dureza	Designación
$F \geq 49{,}03$	≥ HV 5	Ensayo de dureza Vickers
$1{,}961 \leq F < 49{,}03$	de HV 0,2 hasta < HV 5	Ensayo de dureza Vickers a baja fuerza
$0{,}098\ 07 \leq F < 1{,}961$	de HV 0,01 hasta < HV 0,2	Ensayo de microdureza Vickers

El ensayo de dureza Vickers se especifica en esta parte de la Norma Internacional ISO 6507 para longitudes de diagonales de huella comprendidas entre 0,020 mm y 1,400 mm.

NOTA 1 Para las diagonales de huellas inferiores a 0,020 mm, se tiene que tener en cuenta el aumento de la incertidumbre.

NOTA 2 En general, una disminución de la fuerza de ensayo incrementa la dispersión de los resultados de las mediciones. Esto es particularmente cierto en los ensayos de dureza Vickers a baja fuerza y en los de microdureza Vickers, donde la principal limitación residirá en la medición de las diagonales de la huella. En el caso de la microdureza Vickers, no es probable que la exactitud en la determinación de la longitud media de la diagonal sea mejor que ± 0,001 mm (véanse las referencias bibliográficas [2] a [5]).

Para materiales y/o productos específicos existen normas internacionales concretas.

2 NORMAS PARA CONSULTA

Las normas que a continuación se indican son indispensables para la aplicación de esta norma. Para las referencias con fecha, sólo se aplica la edición citada. Para las referencias sin fecha se aplica la última edición de la norma (incluyendo cualquier modificación de ésta).

ISO 6507-2:2005 *Materiales metálicos. Ensayo de dureza Vickers. Parte 2: Verificación y calibración de las máquinas de ensayo.*

ISO 6507-4 *Materiales metálicos. Ensayo de dureza Vickers. Parte 4: Tablas de valores de dureza.*

3 PRINCIPIO

Se presiona un indentador de diamante, con forma de pirámide recta de base cuadrada y con un ángulo prefijado entre las caras opuestas en el vértice, contra la superficie de una probeta. Seguidamente se mide la longitud de la diagonal de la huella que ha quedado en la superficie al dejar de aplicar la fuerza de ensayo, F (véase la figura 1).

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

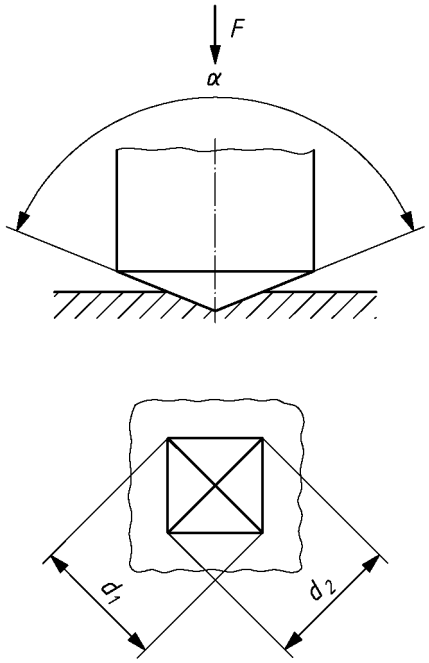


Figura 1 – Principio del ensayo

La dureza Vickers es proporcional al cociente obtenido al dividir la fuerza de ensayo entre el área de las caras de la huella, que se supone que es una pirámide recta de base cuadrada, con el mismo ángulo en el vértice que el indentador.

4 SÍMBOLOS Y ABREVIATURAS

4.1 Véanse la tabla 2 y la figura 1.

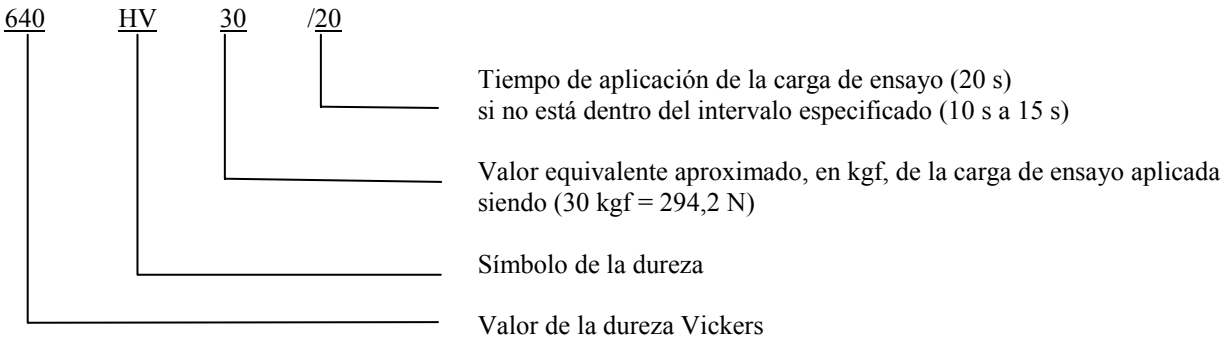
Tabla 2 – Símbolos y abreviaturas

Símbolos/abreviaturas	Denominación
α	Ángulo entre las caras opuestas en el vértice del indentador piramidal (136º)
F	Fuerza de ensayo, en newtons (N)
d	Media aritmética, en milímetros, de las longitudes de las dos diagonales, d_1 y d_2 (véase la figura 1)
HV	$\text{Dureza Vickers} = \text{Constante} \times \frac{\text{Fuerza de ensayo}}{\text{Área de la huella}} = 0{,}102 \frac{2F \operatorname{sen} \frac{136^\circ}{2}}{d^2} \approx 0{,}1891 \frac{F}{d^2}$
NOTA Constante = 0,102 ≈ 1/9,806 65, siendo 9,806 65 el factor de conversión de kgf a N.	

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

4.2 A continuación se indica un ejemplo de la designación de la dureza Vickers HV.

EJEMPLO



5 MÁQUINA DE ENSAYO

5.1 Máquina de ensayo, capaz de aplicar una fuerza o fuerzas predeterminadas comprendidas dentro del rango requerido de ensayo, de acuerdo con la Norma Internacional ISO 6507-2.

5.2 Indentador, un diamante con forma de pirámide recta de base cuadrada, según se especifica en la Norma Internacional ISO 6507-2.

5.3 Dispositivo de medición, según se especifica en la Norma Internacional ISO 6507-2.

NOTA En el anexo C se sugiere un procedimiento para que los usuarios controlen periódicamente la máquina de ensayo de dureza.

6 PROBETA

6.1 El ensayo se debe llevar a cabo sobre una superficie lisa y uniforme, libre de oxidación, materias extrañas y, en particular, completamente libre de lubricantes, a menos que en las normas del producto se especifique lo contrario. El acabado superficial debe permitir una determinación precisa de la longitud de la diagonal de la huella.

6.2 La preparación se debe realizar de tal forma que se minimice cualquier alteración de la dureza superficial debida, por ejemplo, a una calentamiento o a una acritud excesivas.

Debido a la pequeña profundidad de la huella en los ensayos de microdureza Vickers, es esencial tomar precauciones especiales durante la preparación. Se recomienda utilizar un proceso de pulido o electropulido, que sea adecuado a las características del material.

6.3 El espesor de la probeta o de la capa de material que se ha de ensayar debe ser, al menos, una vez y media mayor que la longitud de la diagonal de la huella (véase el anexo A).

No debe aparecer ninguna deformación en la cara opuesta de la probeta después del ensayo.

6.4 Para ensayos sobre superficies curvas, se deben aplicar las correcciones indicadas en las tablas B.1 a B.6 del anexo B.

6.5 Para probetas de sección transversal pequeña o de forma irregular puede ser necesario utilizar algún tipo de soporte adicional.

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

7 PROCEDIMIENTO

7.1 En general, el ensayo se realiza a temperatura ambiente, con límites comprendidos entre 10 ºC y 35 ºC. Los ensayos que se realicen en condiciones controladas se deben hacer a una temperatura de (23 ± 5) ºC.

7.2 Se recomienda utilizar las fuerzas de ensayo indicadas en la tabla 3.

NOTA Se pueden usar otros valores, por ejemplo, HV 2,5 (24,52 N).

Tabla 3 – Fuerzas de ensayo

Ensayo de dureza [a]		**Ensayo de dureza a baja fuerza**		**Ensayo de microdureza**	
Símbolo de dureza	**Valor nominal de la fuerza de ensayo, *F* N**	**Símbolo de dureza**	**Valor nominal de la fuerza de ensayo, *F* N**	**Símbolo de dureza**	**Valor nominal de la fuerza de ensayo, *F* N**
HV 5	49,03	HV 0,2	1,961	HV 0,01	0,098 07
HV 10	98,07	HV 0,3	2,942	HV 0,015	0,147
HV 20	196,1	HV 0,5	4,903	HV 0,02	0,196 1
HV 30	294,2	HV 1	9,807	HV 0,025	0,245 2
HV 50	490,3	HV 2	19,61	HV 0,05	0,490 3
HV 100	980,7	HV 3	29,42	HV 0,1	0,980 7

[a] Pueden aplicarse fuerzas de ensayo nominales superiores a 980,7 N.

7.3 La probeta se debe situar sobre un soporte rígido. Las superficies de dicho soporte deben estar limpias y libres de cualquier elemento extraño (calamina, lubricantes, suciedad, etc.). Es importante que la probeta descanse firmemente sobre el soporte para que no se produzcan desplazamientos durante el ensayo.

7.4 Se coloca el indentador en contacto con la superficie de ensayo y se aplica la fuerza perpendicularmente a la superficie, sin sacudidas ni vibraciones, hasta que la fuerza aplicada alcance el valor estipulado. El tiempo transcurrido entre la aplicación inicial de la fuerza y el momento en que se alcanza la fuerza total de ensayo no debe ser menor de 2 s ni mayor de 8 s. En los ensayos de dureza a baja fuerza y de microdureza, este tiempo no debe exceder los 10 s. En los ensayos de dureza a baja fuerza y de microdureza, la velocidad de aproximación del indentador no debe exceder de 0,2 mm/s.

Para los ensayos de microdureza, el indentador debería entrar en contacto con la probeta a una velocidad comprendida entre 15 µm/s y 70 µm/s.

El tiempo de aplicación de la fuerza de ensayo debe estar comprendido entre 10 s y 15 s, excepto para los ensayos en materiales cuyas propiedades dependan del tiempo, para los que este intervalo podría no ser válido. Para estos ensayos, se permite un tiempo mayor y esta duración debe especificarse como parte de la designación de la dureza (véase el EJEMPLO del apartado 4.2).

7.5 A lo largo del ensayo, se debe proteger la máquina de ensayo de sacudidas o vibraciones.

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

7.6 La distancia mínima entre el centro de cualquier huella y el borde de la probeta debe ser de dos veces y media la longitud media de la diagonal de la huella en el caso del acero, cobre y aleaciones de cobre, y de al menos tres veces la longitud media de la diagonal de la huella en el caso de metales ligeros, plomo y estaño y sus aleaciones.

La distancia entre los centros de dos huellas adyacentes debe ser al menos tres veces la longitud media de la diagonal de la huella en el caso del acero, cobre y aleaciones de cobre, y al menos igual a seis veces la longitud media de la diagonal en el caso de metales ligeros, plomo y estaño y sus aleaciones. Si dos huellas adyacentes tienen distinto tamaño, el espaciado debe ser función de la longitud media de la diagonal de la huella mayor.

7.7 Se mide la longitud de las dos diagonales. Para el cálculo de la dureza Vickers se debe tomar la media aritmética de las dos lecturas.

Para superficies planas, la diferencia entre las longitudes de dos diagonales de la huella no debería ser mayor del 5%. Si la diferencia es mayor, se debe reflejar en el informe del ensayo.

Se debería disponer de aumentos suficientes para que las diagonales se puedan aumentar entre un 25% y un 75% del campo de visión.

7.8 La Norma Internacional ISO 6507-4 contiene las tablas de cálculo que deben utilizarse para determinar la dureza Vikers para los ensayos en superficies planas.

8 INCERTIDUMBRE DE LOS RESULTADOS

Debería realizarse una evaluación completa de la incertidumbre de acuerdo a la Guía ISO para la expresión de la incertidumbre de medición (GUM) [6].

Independientemente de los tipos de fuente que originen la incertidumbre, hay dos posibilidades para la determinación de dicha incertidumbre para la dureza.

- Una posibilidad se basa en la evaluación de todas las fuentes o componentes pertinentes que aparecen durante la calibración directa. A título de referencia hay disponible una guía EA [7].

- La otra posibilidad se basa en una calibración indirecta empleando un bloque patrón de dureza [designado abreviadamente CRM (material de referencia certificado)] (véanse las referencias bibliográficas [7] a [10]). En el anexo D se recopilan las recomendaciones para la determinación de la incertidumbre.

Puede que no siempre sea posible cuantificar todas las contribuciones identificables a la incertidumbre. En ese caso, se puede obtener una estimación de la incertidumbre típica de tipo A a partir del análisis estadístico de las huellas repetidas en la probeta. Conviene tener cuidado de no contar dos veces las contribuciones cuando concurren incertidumbres de tipo A y de tipo B (véase el capítulo 4 de la Guía GUM:1993).

9 INFORME DE ENSAYO

El informe de ensayo debe incluir la información siguiente:

a) una referencia a esta parte de la Norma Internacional ISO 6507;

b) todos los detalles necesarios para la identificación de la probeta;

c) el resultado obtenido;

d) todas las operaciones no especificadas en esta parte de la Norma Internacional ISO 6507, o consideradas como opcionales;

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

e) los detalles de cualquier incidencia que pueda haber afectado a los resultados;

f) la temperatura de ensayo, si no está dentro del intervalo especificado en el apartado 7.1.

NOTA 1 Sólo es posible comparar de forma estricta los valores de dureza obtenidos con fuerzas de ensayo idénticas.

No existe ningún método general de conversión precisa de la dureza Vickers a otras escalas de dureza o a la resistencia a la tracción. Estas conversiones deberían por lo tanto evitarse, a menos que pueda obtenerse un factor de conversión fiable mediante ensayos comparativos.

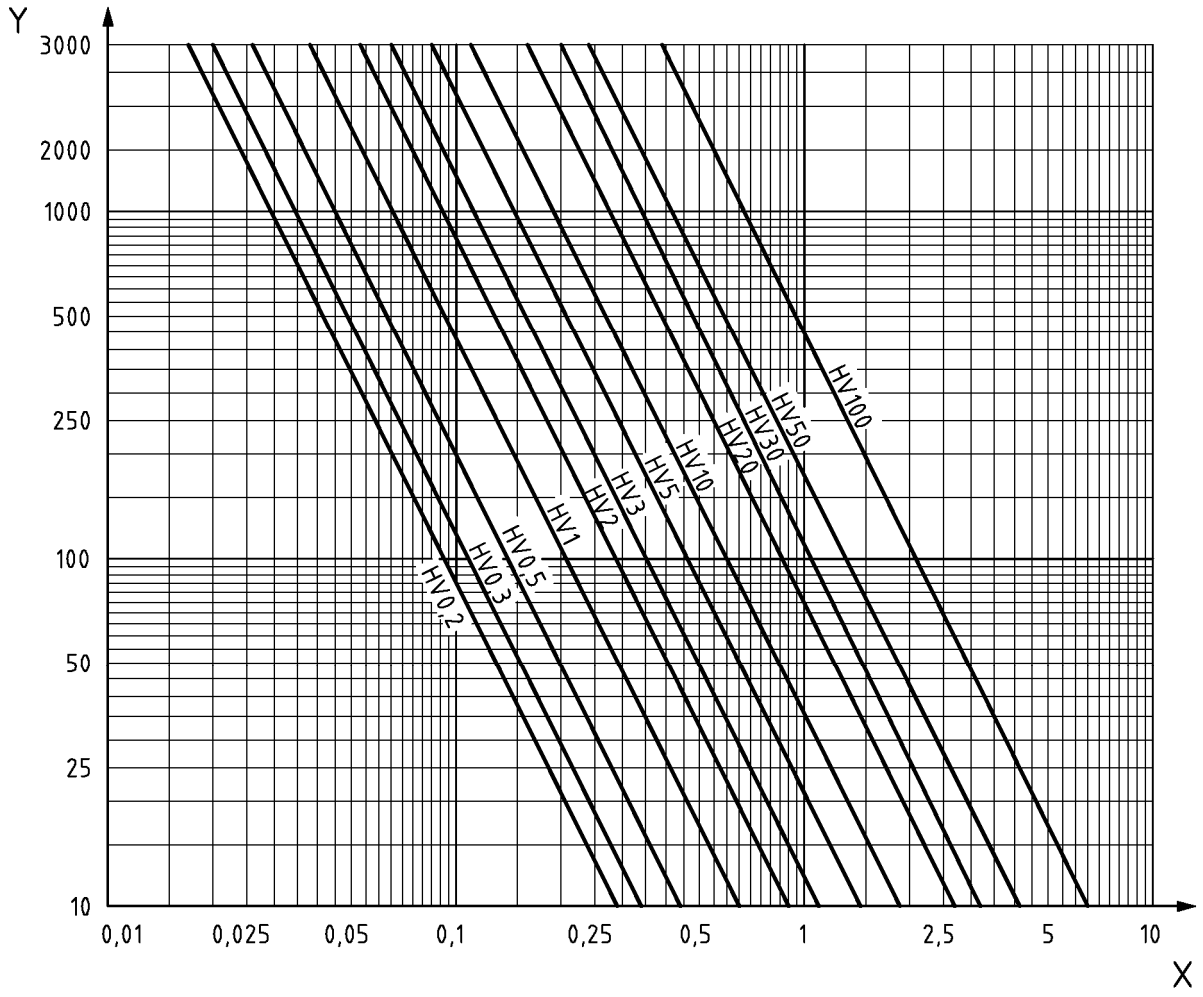
Debería destacarse que para materiales anisótropos, como por ejemplo aquéllos que hayan sido fuertemente conformados en frío, habrá una diferencia de longitud entre las dos diagonales de la huella. Siempre que sea posible, la huella debería realizarse de forma que las diagonales estén inclinadas aproximadamente 45º respecto a la dirección del conformado. La especificación del producto puede indicar los límites para las diferencias de longitud entre las longitudes de las dos diagonales.

NOTA 2 Se ha comprobado que algunos materiales pueden ser sensibles a la velocidad de deformación, lo que causa ligeras modificaciones en el valor del límite elástico. El efecto correspondiente sobre el final de la formación de una huella puede dar lugar a variaciones del valor de la dureza.

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

ANEXO A (Normativo)

ESPESOR MÍNIMO DE LA PROBETA EN FUNCIÓN DE LA FUERZA DE ENSAYO Y DE LA DUREZA

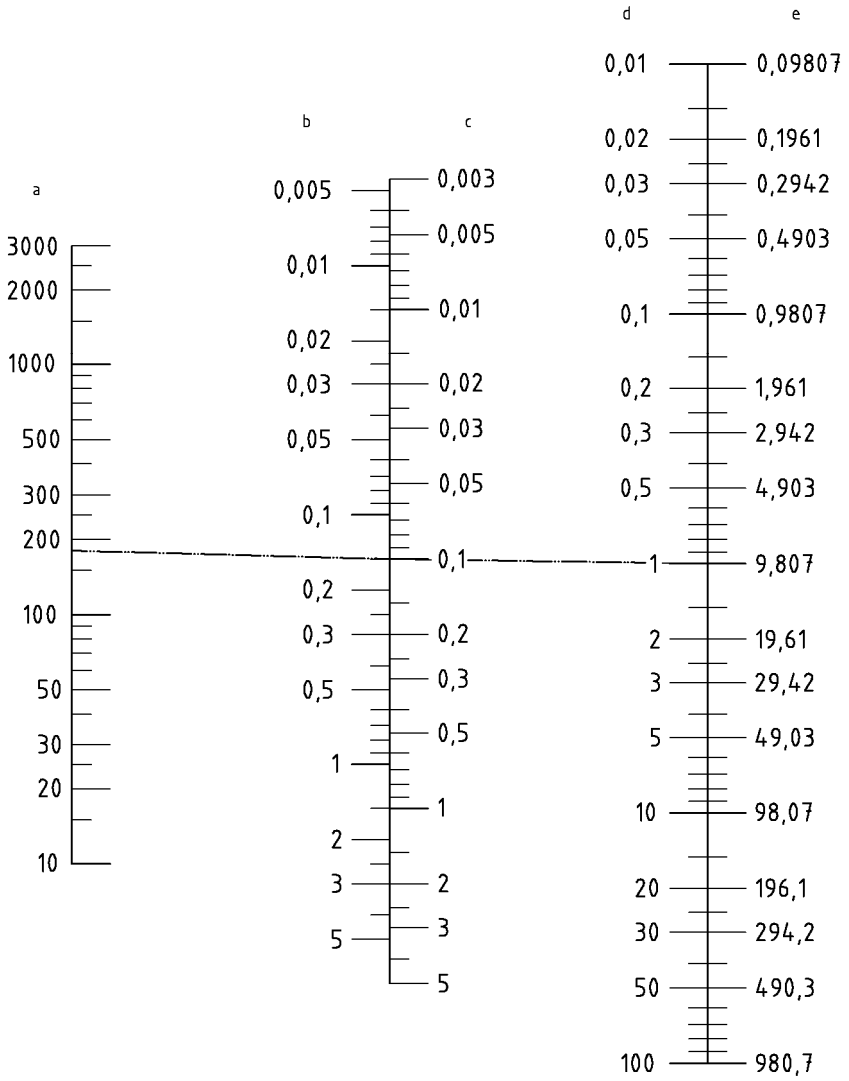


Leyenda

X Espesor de la probeta, mm
Y Dureza, HV

Figura A.1 – Espesor mínimo de la probeta en función de la fuerza de ensayo y de la dureza (HV 0,2 a HV 100)

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA



Leyenda

a Valor de la dureza, HV

b Espesor mínimo, *t*, mm

c Longitud de la diagonal, *d*, mm

d Símbolo de la dureza, HV

e Fuerza de ensayo, *F*, N

Figura A.2 – Nomograma diseñado para el espesor mínimo de la probeta (HV 0,01 a HV 100)

El nomograma mostrado en la figura A.2 se ha diseñado para el espesor mínimo de una probeta, suponiendo que dicho espesor mínimo tiene que ser una vez y media la longitud de la diagonal de la huella. El espesor requerido viene dado por el punto de intersección de la escala de espesores mínimos con una línea (que se muestra punteada en el ejemplo de la figura A.2) que une la fuerza de ensayo (escala de la derecha) con la dureza (escala de la izquierda).

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

ANEXO B (Normativo)

TABLAS DE FACTORES DE CORRECCIÓN PARA SU UTILIZACIÓN EN ENSAYOS SOBRE SUPERFICIES CURVAS

B.1 Superficies esféricas

Las tablas B.1 y B.2 proporcionan los factores de corrección para los ensayos realizados sobre superficies esféricas.

Los factores de corrección están tabulados en forma de relación entre la diagonal media de la huella, d, y el diámetro de la esfera, D.

EJEMPLO Esfera convexa, $D = 10$ mm

Fuerza de ensayo, $F = 98{,}07$ N

Diagonal de la huella media, $d = 0{,}150$ mm

$$\frac{d}{D} = \frac{0{,}150}{10} = 0{,}015$$

$$\text{Dureza Vickers} = 0{,}189\,1 \times \frac{98{,}07}{(0{,}15)^2} = 824 \text{ HV } 10$$

Factor de corrección obtenido, por interpolación, de la tabla B.1 = 0,983

Dureza de la esfera = $824 \times 0{,}983 = 810$ HV 10

Tabla B.1 – Superficies esféricas convexas

d/D	Factor de corrección	*d/D*	Factor de corrección
0,004	0,995	0,086	0,920
0,009	0,990	0,093	0,915
0,013	0,985	0,100	0,910
0,018	0,980	0,107	0,905
0,023	0,975	0,114	0,900
0,028	0,970	0,122	0,895
0,033	0,965	0,130	0,890
0,038	0,960	0,139	0,885
0,043	0,955	0,147	0,880
0,049	0,950	0,156	0,875
0,055	0,945	0,165	0,870
0,061	0,940	0,175	0,865
0,067	0,935	0,185	0,860
0,073	0,930	0,195	0,855
0,079	0,925	0,206	0,850

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

Tabla B.2 – Superficies esféricas cóncavas

d/D	Factor de corrección	*d/D*	Factor de corrección
0,004	1,005	0,057	1,080
0,008	1,010	0,060	1,085
0,012	1,015	0,063	1,090
0,016	1,020	0,066	1,095
0,020	1,025	0,069	1,100
0,024	1,030	0,071	1,105
0,028	1,035	0,074	1,110
0,031	1,040	0,077	1,115
0,035	1,045	0,079	1,120
0,038	1,050	0,082	1,125
0,041	1,055	0,084	1,130
0,045	1,060	0,087	1,135
0,048	1,065	0,089	1,140
0,051	1,070	0,091	1,145
0,054	1,075	0,094	1,150

B.2 Superficies cilíndricas

Las tablas B.3 a B.6 proporcionan los factores de corrección para ensayos realizados sobre superficies cilíndricas.

Los factores de corrección están tabulados en función de relación entre la diagonal media de la huella, *d*, y el diámetro del cilindro, *D*.

EJEMPLO Cilindro cóncavo, con una de las diagonales de huella paralela al eje, $D = 5$ mm

Fuerza de ensayo, $F = 294{,}2$ N

Diagonal media de la huella, $d = 0{,}415$ mm

$$\frac{d}{D} = \frac{0,415}{5} = 0,083$$

$$\text{Dureza Vickers} = 0{,}189\ 1 \times \frac{294{,}2}{(0{,}415)^2} = 323 \text{ HV } 30$$

Factor de corrección obtenido de la tabla B.6 = 1,075

Dureza del cilindro = 323 × 1,075 = 347 HV 30

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

Tabla B.3 – Superficies cilíndricas convexas. Diagonales a 45º respecto del eje

d/D	Factor de corrección	*d/D*	Factor de corrección
0,009	0,995	0,119	0,935
0,017	0,990	0,129	0,930
0,026	0,985	0,139	0,925
0,035	0,980	0,149	0,920
0,044	0,975	0,159	0,915
0,053	0,970	0,169	0,910
0,062	0,965	0,179	0,095
0,071	0,960	0,189	0,900
0,081	0,955	0,200	0,895
0,090	0,950		
0,100	0,945		
0,109	0,940		

Tabla B.4 – Superficies cilíndricas cóncavas. Diagonales a 45º respecto del eje

d/D	Factor de corrección	*d/D*	Factor de corrección
0,009	1,005	0,127	1,080
0,017	1,010	0,134	1,085
0,025	1,015	0,141	1,090
0,034	1,020	0,148	1,095
0,042	1,025	0,155	1,100
0,050	1,030	0,162	1,105
0,058	1,035	0,169	1,110
0,066	1,040	0,176	1,115
0,074	1,045	0,183	1,120
0,082	1,050	0,189	1,125
0,089	1,055	0,196	1,130
0,097	1,060	0,203	1,135
0,104	1,065	0,209	1,140
0,112	1,070	0,216	1,145
0,119	1,075	0,222	1,150

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

Tabla B.5 – Superficies cilíndricas convexas. Una diagonal paralela al eje

d/D	Factor de corrección	*d/D*	Factor de corrección
0,009	0,995	0,085	0,965
0,019	0,990	0,104	0,960
0,029	0,985	0,126	0,955
0,041	0,980	0,153	0,950
0,054	0,975	0,189	0,945
0,068	0,970	0,243	0,940

Tabla B.6 – Superficies cilíndricas cóncavas. Una diagonal paralela al eje

d/D	Factor de corrección	*d/D*	Factor de corrección
0,008	1,005	0,087	1,080
0,016	1,010	0,090	1,085
0,023	1,015	0,093	1,090
0,030	1,020	0,097	1,095
0,036	1,025	1,100	1,100
0,042	1,030	0,103	1,105
0,048	1,035	0,105	1,110
0,053	1,040	0,108	1,115
0,058	1,045	0,111	1,120
0,063	1,050	0,113	1,125
0,067	1,055	0,116	1,130
0,071	1,060	0,118	1,135
0,076	1,065	0,120	1,140
0,079	1,070	0,123	1,145
0,083	1,075	0,125	1,150

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

ANEXO C (Informativo)

PROCEDIMIENTO DE CONTROL PERIÓDICO DE LA MÁQUINA DE ENSAYO POR EL USUARIO

Debería realizarse un control de la máquina cada día que se utilice, aproximadamente para cada nivel de dureza y para cada intervalo o escala que se va a utilizar.

Antes de realizar un control, debería verificarse de manera indirecta el sistema de medida (para cada intervalo o escala y cada nivel de dureza) empleando una huella de referencia sobre un bloque patrón de dureza calibrado conforme a la Norma Internacional ISO 6507-3. La dimensión medida debería estar de acuerdo con el valor certificado dentro del error admisible indicado en la tabla 5 de la Norma Internacional ISO 6507-2:2005. Si el sistema de medición no supera este ensayo se debería emprender la acción adecuada.

El control implica, al menos, una huella realizada sobre un bloque patrón de dureza calibrado como se indica en la Norma Internacional ISO 6507-3. Si la diferencia entre la dureza media medida y el valor certificado del bloque se encuentra dentro del intervalo de error admisible indicado en la tabla 5 de la Norma Internacional ISO 6507-2:2005, se puede considerar que la máquina es satisfactoria. En caso contrario, debería procederse a una verificación indirecta.

Debería conservarse un registro de estos resultados durante un cierto periodo de tiempo y utilizarlo para medir la reproducibilidad y para controlar la deriva de la máquina.

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

ANEXO D (Informativo)

INCERTIDUMBRE DE LOS VALORES DE DUREZA MEDIDOS

D.1 Requisitos generales

El enfoque para determinar la incertidumbre presentado en este anexo considera solamente las incertidumbre asociadas a la realización de la medición global de la máquina de ensayo de dureza por comparación con los bloques patrón de dureza (en adelante, "CRM"). Estas incertidumbres de resultados reflejan el efecto combinado de todas las incertidumbres consideradas separadamente (verificación indirecta). Debido a este enfoque, es importante que los componentes individuales de la máquina estén funcionando dentro de las tolerancias. Se recomienda vivamente que este procedimiento se aplique un año después, como máximo, de haber realizado una verificación directa satisfactoria.

La figura D.1 muestra la estructura de cuatro niveles de la cadena metrológica necesaria para definir y diseminar las escalas de dureza. La cadena comienza a **nivel internacional**, utilizando las definiciones internacionales de las diferentes escalas de dureza para realizar intercomparaciones internacionales. Una serie de máquinas patrón primarias de dureza a **nivel nacional** "producen" los bloques patrón primarios de dureza para el nivel de laboratorio de calibración. Naturalmente, la calibración directa y la verificación de máquinas deberían realizarse con la mayor exactitud posible.

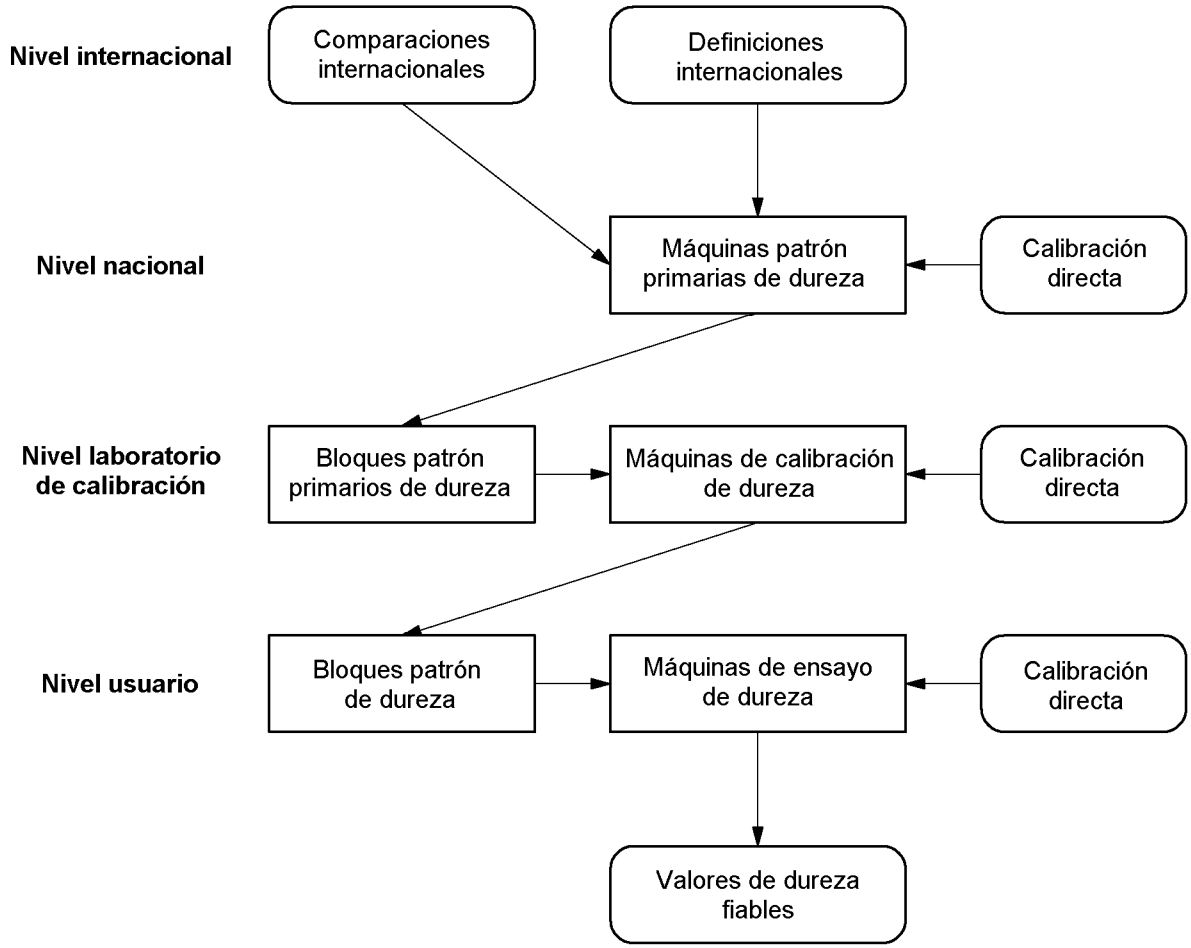


Figura D.1 – Estructura de la cadena metrológica para la definición y diseminación de las escalas de dureza

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

D.2 Procedimiento general

El procedimiento calcula una incertidumbre combinada u_1, por el método de la raíz de la suma de cuadrados (RSC) a partir de las diferentes fuentes dadas en la tabla D.1. La incertidumbre expandida, U, se deduce de u_1 multiplicándola por un factor de cobertura $k = 2$. La tabla D.1 contiene todos los símbolos y sus designaciones.

D.3 Sesgo de máquina

El sesgo, b, de la máquina de ensayo de dureza (también denominado error), que se deduce de la diferencia entre:

- el valor medio de cinco huellas durante la calibración de la máquina de ensayo de dureza, y
- el valor de calibración del bloque patrón de dureza,

puede tenerse en cuenta de diferentes maneras en la determinación de la incertidumbre.

D.4 Procedimiento para calcular la incertidumbre: valores de las mediciones de dureza

NOTA En este anexo, el índice “CRM (material de referencia certificado)", significa, según la definiciones de las normas de ensayo de dureza, “bloque patrón de dureza”.

D.4.1 Procedimiento sin sesgo (método 1)

El método 1 (abreviadamente M1) es un método simplificado que puede utilizarse sin considerar el error sistemático de la máquina de ensayo de dureza.

Para M1, el límite del error, es decir, el intervalo en el que la máquina puede diferir del patrón de referencia, se utiliza para definir la fuente u_E de la incertidumbre. No hay corrección de los valores de dureza en lo que respecta al error.

El procedimiento de determinación de U se explica en la tabla D.1 (véanse las referencias bibliográficas [6] y [7]).

$$U = k \times \sqrt{u_{\mathrm{E}}^2 + u_{\mathrm{CRM}}^2 + u_{\mathrm{H}}^2 + u_{\bar{\mathrm{x}}}^2 + u_{\mathrm{ms}}^2} \qquad \text{(D.1)}$$

donde el resultado de la medición viene dado por

$$\overline{X} = \overline{x} \pm U \qquad \text{(D.2)}$$

D.4.2 Procedimiento con sesgo (método 2)

Como alternativa a M1, puede utilizarse el método 2 (abreviadamente M2) que guarda correlación con el empleo de un diagrama de control. M2 puede dar lugar a valores menores de la incertidumbre

Se puede esperar que el error b (paso 10) constituya un efecto sistemático. En la guía GUM se recomienda utilizar una corrección para compensar tales efectos sistemáticos. Esta es la base de M2. El error ya no aparece en el cálculo de la incertidumbre, pero todos los valores de dureza determinados tienen que corregirse con b, o U_{corr} tiene que incrementarse con b. El procedimiento para la determinación de U_{corr} se explica en la tabla D.1 (véanse las referencias bibliográficas [9] y [10]).

$$U_{\mathrm{corr}} = k \times \sqrt{u_{\mathrm{CRM}}^2 + u_{\mathrm{H}}^2 + u_{\bar{\mathrm{x}}}^2 + u_{\mathrm{ms}}^2 + u_{\mathrm{b}}^2} \qquad \text{(D.3)}$$

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

donde el resultado de la medición viene dado por

$$\bar{X}_{\text{corr}} = (\bar{x} + \bar{b}) \pm U_{\text{corr}} \tag{D.4}$$

o por

$$\bar{X}_{\text{u corr}} = \bar{x} \pm (U_{\text{corr}} + |\bar{b}|) \tag{D.5}$$

según si se considera que el sesgo (error) $\bar{b}$ forma parte del valor medio o de la incertidumbre.

D.5 Expresión del resultado de la medición

Para la expresión del resultado de la medición debería indicarse el método utilizado. En general, como resultado de la medición, debería utilizarse el método 1 [véase la expresión (D.2)] (véase también el paso 12 de la tabla D.1).

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

Tabla D.1 – Determinación de la incertidumbre expandida según los métodos M1 yM2

Paso método	Fuentes o componentes de la incertidumbre	Símbolo	Fórmula	Literatura/Certificado	Ejemplo [..] = HV1
1 M1	Incertidumbre típica según el error máximo admisible	u_E	$u_E = \frac{u_{E,2r} \cdot \bar{X}_{CRM}}{2,8}$	Error admisible $u_{E,2r}$ según la tabla 5 de la Norma Internacional ISO 6507-2:2005 Tabla 5, $\bar{X}_{CRM}$ del certificado de calibración. Véase la nota 1.	$u_E = \frac{0,04 \times 376}{2,8} = 5,37$
2 M1 M2	Incertidumbre típica y valor medio de la dureza del CRM (para el detalle de los cálculos, véase la tabla A.4 de la Norma Internacional ISO 6507-3 2005)	u_{CRM} $\bar{X}_{CRM}$	$u_{CRM} = \frac{U_{CRM}}{2}$	U_{CRM}, $\bar{X}_{CRM}$ según el certificado de calibración del CRM. Véase la nota 2.	$u_{CRM} = \frac{6,00}{2} = 3,00$ $\bar{X}_{CRM} = 376,0$
3 M1 M2	Valor medio y desviación típica de la medición sobre el CRM	$\bar{H}$, s_H	$\bar{H} = \frac{\sum_{i=1}^{n} H_i}{n}$ $s_H = \sqrt{\frac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n}(H_i - \bar{H})^2}$	H_i según el apartado 5.9 de la Norma Internacional ISO 6507-2:2005. Para el cálculo de s_H se tomará el mayor valor de s_{H1} y s_{H2}	Mediciones individuales (1) 377 – 376 – 377 – 377 – 377 $\bar{H}_1 = 376,8$; $s_{H1} = 0,45$ (2) 376 – 377 – 376 – 378 – 376 $\bar{H}_2 = 376,6$; $s_{H2} = 0,89$
4 M1 M2	Incertidumbre típica de la máquina de ensayo de dureza cuando se mide el CRM	$u_{\bar{H}}$	$u_{\bar{H}} = \frac{t \cdot s_H}{\sqrt{n}}$	$t = 1,14$ para $n = 5$	$u_{\bar{H}} = \frac{1,14 \times 0,89}{\sqrt{5}} = 0,45$
5 M1 M2	Valor medio y desviación típica del ensayo de una probeta	$\bar{x}$, s_x	$\bar{x} = \frac{\sum_{i=1}^{n} x_i}{n}$ $s_x = \sqrt{\frac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n}(x_i - \bar{x})^2}$	$n = 5$ cinco mediciones sobre probeta Véase la nota 3. Si $n = 1$, $s_x = 0$. El certificado debería indicar que la incertidumbre se aplica sólo a la lectura particular y no a la probeta en su conjunto	Valores individuales 419 – 439 – 449 – 442 – 444 $\bar{x} = 438,6$ $s_x = 11,55$

(Continúa)

Tabla D.1 – Determinación de la incertidumbre expandida según los métodos M1 yM2 *(Continuación)*

Paso método	Fuentes o componentes de la incertidumbre	Símbolo	Fórmula	Literatura/Certificado	Ejemplo [..] = HV1
6 M1 M2	Incertidumbre típica cuando se mide una probeta	$u_{\bar{x}}$	$u_{\bar{x}} = \frac{t \cdot s_x}{\sqrt{n}}$	t = 1,14 para n = 5	$u_{\bar{x}} = \frac{1,14 \times 11,55}{\sqrt{5}} = 5,89$
7 M1 M2	Incertidumbre típica según la resolución del sistema de medición de la longitud	u_{ms}	$u_{\mathrm{ms}} = \frac{2H}{d} \cdot \frac{\delta_{\mathrm{ms}}}{2\sqrt{3}}$	δ_{ms} = 0,000 1 mm H = 438,6 HV d = 0,065 mm	$u_{\mathrm{ms}} = \frac{438,6}{0,065} \times \frac{0,000\,1}{\sqrt{3}} = 0,39$
8 M2	Desviación de la máquina de ensayo de dureza respecto al valor de calibración	$\bar{b}$	$\bar{b} = \bar{H} - \bar{X}_{\mathrm{CRM}}$	Pasos 2 y 3 Véase la nota 4.	$b_1 = 376,8 - 376 = 0,8$ $b_2 = 376,6 - 376 = 0,6$
9 M2	Desviación típica de la desviación b	s_b	$\bar{b} = \frac{1}{n_{\mathrm{m}}} \sum_{i=1}^{n_{\mathrm{m}}} b_{\mathrm{i}}$ $s_{\mathrm{b}} = \sqrt{\frac{1}{n_{\mathrm{m}} - 1} \sum_{i=1}^{n_1} (b_{\mathrm{i}} - \bar{b})^2}$	Paso 8 n_{m} = 2 número de series de mediciones	$\bar{b}$ = 0,7 s_{b} = 0,14
10 M2	Incertidumbre típica de la determinación de b. Sólo puede determinarse después de la segunda serie de mediciones	u_b	$u_{\mathrm{b}} = \frac{t \cdot s_{\mathrm{b}}}{\sqrt{n_{\mathrm{m}}}}$	Paso 9 t = 1,84 para n_{m} = 2 Véase la nota 5	$u_{\mathrm{b}} = \frac{1,84 \times 0,14}{\sqrt{2}} = 0,18$
11 M1	Determinación de la incertidumbre expandida	U	$U = k \times \sqrt{u_{\mathrm{E}}^2 + u_{\mathrm{CRM}}^2 + u_{\bar{\mathrm{H}}}^2 + u_{\bar{\mathrm{x}}}^2 + u_{\mathrm{ms}}^2}$	Pasos 1 a 7 k = 2	$U = 2 \times \sqrt{5,37^2 + 3,00^2 + 0,46^2 + 5,94^2 + 0,39^2}$ U = 17,14 HV
12 M1	Resultado de la medición	$\bar{X}$	$\bar{X} = \bar{x} \pm U$	Pasos 5 y 11	$\bar{X}$ = 438,6 ± 17,1 HV (M1)
13 M2	Determinación de la incertidumbre expandida corregida	U_{corr}	$U_{\mathrm{corr}} = k \times \sqrt{u_{\mathrm{CRM}}^2 + u_{\bar{\mathrm{H}}}^2 + u_{\bar{\mathrm{x}}}^2 + u_{\mathrm{ms}}^2 + u_{\mathrm{b}}^2}$	Pasos 2 a 7 y 10 k = 2	$U_{\mathrm{corr}} = 2 \times \sqrt{3,00^2 + 0,46^2 + 5,94^2 + 0,39^2 + 0,18^2}$ U_{corr} = 13,36 HV

(Continúa)

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

Tabla D.1 – Determinación de la incertidumbre expandida según los métodos M1 yM2 *(Fin)*

Paso método	Fuentes o componentes de la incertidumbre	Símbolo	Fórmula	Literatura/Certificado	Ejemplo [..] = HV1
14 M2	Resultado de la medición con el valor medio corregido	$\bar{X}_{\text{corr}}$	$\bar{X}_{\text{corr}} = (\bar{x} + \bar{b}) \pm U_{\text{corr}}$	Pasos 5, 8 y 13	$\bar{X}_{\text{corr}} = (439,8 \pm 13,4)$ HV (M2)
15 M2	Resultado de la medición con la incertidumbre corregida	$\bar{X}_{\text{u corr}}$	$\bar{X}_{\text{u corr}} = \bar{x} \pm (U_{\text{corr}} + \lvert\bar{b}\rvert)$	Pasos 5, 8 y 13	$\bar{X}_{\text{u corr}} = (438,6 \pm 14,1)$ HV (M2)

NOTA 1 El factor 2,8 se deduce de la determinación de la incertidumbre típica para una distribución rectangular.

NOTA 2 Si es necesario, se tiene que considerar el cambio de dureza del CRM.

NOTA 3 Si entre la medición del CRM y la de la probeta se cambia la óptica del dispositivo, debería considerarse la influencia correspondiente.

NOTA 4 Si $0,8\ u_{E,2r} < b < 1,0\ u_{E,2r}$, debería considerarse la relación entre los valores de dureza del CRM y de la muestra.

NOTA 5 Dado que para $n_m = 2$ la influencia de un cambio a largo plazo de b no está incluida en la incertidumbre u_b, puede ser necesario, para aplicaciones críticas, aumentar el número de series de medición n_m.

BIBLIOGRAFÍA

[1] ISO 6507-3:1997 *Materiales metálicos. Ensayo de dureza Vickers. Parte 3: Calibración de los bloques de referencia.*

[2] BÜCKLE, H. *Mikrohärteprüfung und ihre Anwendung*. Verlag Berliner Union Stuttgart (1965), 296 páginas. (Nota: Muy extenso).

[3] BÜCKLE, H. *Echte und scheinbare Fehlerquellen bei der Mikrohärteprüfung*: Ihre Klassifizierung und Auswirkung auf die Messwerte. VDI-Berichte **11** (1957), pp. 29-43. (Nota: Extenso)

[4] DENGEL, D. *Wichtige Gesichtspunkte für die Härtemessung nach Vickers und nach Knoop im Bereich der Kleinlast- und Mikrohärte*. Z. f. Werkstofftechnik **4** (1973), pp. 292-298. (Nota: Breve extracto).

[5] MATTHAEI, E. *Härteprüfung mit kleinen Prüfkräften und ihre Anwendung bei Randschichten (kritische Literaturbewertung*), 47 páginas, 192 Schrifttumshinweise. Verlag DGM-Informationsgesellschaft Oberursel, (1987). (Nota: Visión panorámica de las fuentes).

[6] BIPM, IEC, IFCC, ISO, IUPAC, IUPAP, OIML. *Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement*, 1993[1)]

[7] EA 10-16, *Guidelines on the Estimation of Uncertainty in Hardness Measurements*, 2001.

[8] GABAUER, W. *Manual of Codes of Practice for the Determination of Uncertainties in Mechanical Tests on Metallic Materials*, The Estimation of Uncertainties in Hardness Measurements, Project, No. SMT4-CT97-2165, UNCERT COP 14: 2000.

[9] GABAUER, W., BINDER O. *Abschätzung der Messunsicherheit in der Härteprüfung unter Verwendung der indirekten Kalibriermethode*, DVM Werkstoffprüfung, Tagungsband 2000, S. pp. 255-261.

[10] POLZIN, T., SCHWENK, D. *Estimation of Uncertainty of Hardness Testing; PC file for the determination*, Materialprüfung, **3**, 2002 (44), pp. 64-71.

1) Corregida y reimpresa:1995.

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

AENOR Asociación Española de Normalización y Certificación

Dirección C Génova, 6
28004 MADRID-España

Teléfono 91 432 60 00

Fax 91 310 40 32

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

norma española

UNE-EN ISO 6507-1:2006

Erratum

Diciembre 2011

TÍTULO

Materiales metálicos

Ensayo de dureza Vickers

Parte 1: Método de ensayo

(ISO 6507-1:2005)

Metallic materials. Vickers hardness test. Part 1: Test method. (ISO 6507-1:2005).

Matériaux métalliques. Essai de dureté Vickers. Partie 1: Méthode d'essai. (ISO 6507-1:2005).

CORRESPONDENCIA

OBSERVACIONES

Este erratum modifica a la Norma UNE-EN ISO 6507-1:2006.

ANTECEDENTES

Este erratum ha sido elaborado por el comité técnico AEN/CTN 7 *Ensayos de materiales* cuya Secretaría desempeña ESCUELA UNIVERSITARIA DE ARQUITECTURA TÉCNICA.

Editada e impresa por AENOR
Depósito legal: M 48578:2011

© AENOR 2011
Reproducción prohibida

LAS OBSERVACIONES A ESTE DOCUMENTO HAN DE DIRIGIRSE A:
AENOR Asociación Española de Normalización y Certificación
Génova, 6
28004 MADRID-España
info@aenor.es
www.aenor.es
Tel.: 902 102 201
Fax: 913 104 032

2 Páginas
Grupo 0

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

Capítulo 3

donde dice

"Se presiona un indentador de diamante, con forma [...]"

debe decir

"Se presiona un penetrador de diamante, con forma [...]"

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA

AENOR Asociación Española de Normalización y Certificación

Dirección C Génova, 6
28004 MADRID-España

Teléfono 91 432 60 00

Fax 91 310 40 32

AENOR AUTORIZA EL USO DE ESTE DOCUMENTO A UNIVERSITAT POLITECNICA CATALUÑA