



Tesis Doctoral

Estudio integral del proceso de temple por láser con ópticas tipo escáner: Modelización, experimentación y control

Presentada por
Dña. Silvia Martínez Rodríguez

en el
Departamento de Ingeniería Mecánica

perteneciente a la
**Universidad del País Vasco
Euskal Herriko Unibertsitatea**

Para la obtención del título de
Doctor Ingeniero Industrial

Dirigida por
Dr. D. Aitzol Lamikiz Mentxaka



Tesis Doctoral

Estudio integral del proceso de temple por láser con ópticas tipo escáner: Modelización, experimentación y control

Presentada por
Dña. Silvia Martínez Rodríguez

en el
Departamento de Ingeniería Mecánica

perteneciente a la
Universidad del País Vasco
Euskal Herriko Unibertsitatea

Para la obtención del título de
Doctor Ingeniero Industrial

Dirigida por
Dr. D. Aitzol Lamikiz Mentxaka

Bilbao, Marzo de 2017

A mi familia y amigos,

AGRADECIMIENTOS

Mediante estas líneas me gustaría agradecer a todas las personas que han estado apoyándome directa o indirectamente durante el largo recorrido que ha sido la realización de esta Tesis doctoral.

Un agradecimiento muy especial a las personas que han sido esenciales para tomar esta decisión y que me han estado apoyando desde el principio siguiendo mis avances y dándome ideas, a las personas que me han enseñado las técnicas necesarias para concluir el trabajo en un buen resultado, a los alumnos que me han ayudado a realizar los ensayos experimentales, a los compañeros de trabajo que en mi caso han sido un pilar fundamental amenizando estos años con un muy buen ambiente de trabajo y excelentes consejos (**gracias chic@s!!**), y , para acabar, a la familia y amigos que siempre en un segundo plano han estado apoyándome en los malos momentos y disfrutando conmigo de los éxitos.

Son muchas las personas que han formado parte de este trabajo por lo que no voy a nombrarlas individualmente pero sí que me gustaría agradecer especialmente a las personas que hace unos años me ayudaron a tomar mi decisión de realizar la Tesis: a mi director de Tesis (Aitzol) por su confianza, por su apoyo y por los ratos compartidos discutiendo los resultados de esta Tesis, a Eneko e Iván por estar apoyándome y escuchándome desde el principio hasta el final y no puedo olvidar a Eduardo Sasía, un apoyo fundamental para comenzar con este trabajo.

Bene - benetan, mila esker guztioi!

RESUMEN

Esta memoria presenta el desarrollo de una metodología basada en el empleo de una óptica móvil o de tipo escáner para su uso en operaciones de temple por láser. Este trabajo, desarrollado en el Dpto. de Ingeniería Mecánica de la Universidad del País Vasco UPV/EHU, se basa en el análisis y desarrollo de una nueva configuración de máquina basada en el empleo de ópticas móviles para su empleo en el proceso de temple por láser en la industria, aportando la posibilidad de variar el tamaño de la zona templada en cada momento, así como de controlar la densidad de energía aplicada.

Este enfoque, muy poco estudiado en la bibliografía tanto científica como industrial, se basa en un desarrollo integral del proceso apoyado en tres pilares: El desarrollo del control y la mecatrónica del sistema, la modelización del proceso y la puesta a punto y validación experimental.

ÍNDICE GENERAL

Capítulo I. Introducción	1
I.1. Introducción	3
I.2. Objetivos	5
I.3. Organización de la memoria	6
Capítulo II. Estado del Arte: Tratamiento Térmico de Temple por Láser	9
II.1. El Proceso de Temple	11
II.2. Temple por Láser.....	14
II.2.1. El láser en los procesos industriales	15
II.2.2. Definición del temple por láser	18
II.2.3. Parámetros fundamentales de un haz láser	24
II.2.4. Láseres industriales	35
II.2.5. Elección de un láser para el temple por láser	42
II.2.6. Medición de temperatura y control para el proceso de temple por láser.....	45
II.2.7. Dureza superficial tras el proceso de temple por láser	56
II.2.8. Métodos de medición de dureza superficial.....	59
II.2.9. Aplicaciones del proceso de temple por láser en la industria.....	63
II.2.10. Alternativas industriales al proceso de temple por láser.....	68
II.3. Temple por Láser con Ópticas Tipo Escáner -TLE-	72
II.3.1. Temple por láser con ópticas fijas.....	72
II.3.2. Escáneres empleados en procesos láser de alta potencia.....	75
II.3.2. Evolución y situación actual de los escáneres en el tratamiento superficial mediante láser	80
II.4. Modelización del Proceso de Temple por Láser	86
II.4.1. Tipología de modelos térmicos.....	87
II.4.2. Modelización de la interacción láser - material.....	92
II.4.3. Parámetros simplificados en la modelización del proceso de temple por láser.....	95
II.4.4. Modelización de la ecuación que gobierna el proceso.....	98
II.4.5. Modelización de las transformaciones de fase en estado sólido.....	99
II.4.6. Modelos de predicción de la dureza superficial.....	108
II.4.7. Otros modelos para el proceso de temple por láser	112
Capítulo III. Estudio Experimental del Proceso de TLE desde un Enfoque Integral.....	119
III.1. Metodología Empleada para la Puesta a Punto del Proceso de TLE.....	121
III.2. Conceptos Básicos que aparecen en el proceso de TLE.....	123
III.2.1. Gráficas de temperatura.....	123
III.2.2. Estrategias de barrido con escáner	125

III.3. Adaptación y Ajuste de la Mecatrónica Necesaria para el Proceso de TLE	128
III.3.1. Descripción de los equipos empleados.....	129
III.3.2. Cinemática del escáner y los retrasos provocados en el haz láser.....	137
III.3.3. Errores en posición durante el TLE fuera del plano focal.....	140
III.3.4. Sincronización de movimientos y alineación entre los ejes de la máquina y del escáner.....	144
III.3.5. Implementación del control de temperatura en lazo cerrado para el proceso de TLE.....	150
III.4. Análisis Experimental del Proceso TLE para el Ajuste y Validación de Parámetros	157
III.4.1. Estudio metodológico experimental del proceso de TLE sin control de temperatura.....	158
III.4.2. Estudio metodológico experimental del proceso de TLE con control de temperatura en lazo cerrado.....	164
III.4.3. Rizado de la temperatura. Identificación de los regímenes del proceso de TLE.....	171
III.5. Modelos de Simulación Numérica. Ajuste y Validación Experimental	179
III.5.1. Descripción del modelo de simulación numérica utilizado (LATHEM) ...	179
III.5.2. Caracterización semi - empírica del coeficiente de pérdidas en el régimen continuo.....	181
III.5.3. Coeficiente de pérdidas en el régimen rizado.....	184
CAPÍTULO IV. Validación de la Solución de TLE para su Uso en la Industria	199
IV.1. Solución de TLE propuesta para su uso industrial.....	201
IV.2. Ajuste del control PID de temperatura basado en la simulación numérica del proceso global.	202
IV.2.1. Implementación del control simulado.....	204
IV.2.2. Ajuste y validación de las constantes del control	205
IV.3. Predicción de la dureza, capa templada y efectos del solapamiento de trayectorias.....	212
IV.3.1. Simulación numérica del ensayo	213
IV.3.2. Resultados de dureza sin solapamiento de zonas templadas	219
IV.3.3. Resultados de dureza en las zonas de solapamiento entre trayectorias.....	220
IV.3.4. Resultados de dureza en un acero de herramientas para trabajo en frío, DIN X135CrMoV12.....	222
IV.4. Evaluación del Proceso de TLE Mediante el Temple de Piezas Tipo.....	225
IV.4.1. Válvulas de acero cilíndricas sobre acero especial.....	225
IV.4.2. Pieza test de estampación con geometría compleja sobre fundición nodular	229

CAPÍTULO V. Aportaciones y Líneas Futuras.	235
V.1. Aportaciones.....	237
V.2. Líneas Futuras.....	240
Anexos. LATHEM - LAser THERmal Model	241
A.1. Modelo de Conducción Térmica Adaptado al Proceso de TLE	243
A.1.1. Ecuación diferencial del campo de temperaturas.....	243
A.1.2. Discretización por el método de diferencias finitas centrales	248
A.1.3. Resolución del modelo. Matrices de transferencia.....	252
A.2. Adaptación del Modelo en Base a Métodos Matriciales.....	256
A.2.1. Vector de geometría de la pieza	256
A.2.2. Matriz de conectividades.....	257
A.2.3. Matriz de transferencia	260
A.2.4. Transformaciones de fase difusivas durante el calentamiento.....	263
A.2.5. Modelización de la distribución de energía dentro del haz láser.....	266
A.2.6. Modelización de geometrías complejas y de trayectorias en 3 ejes	269
Bibliografía	271

ÍNDICE DE FIGURAS

Fig. II.1: Partes que componen el filo de una espada al que se le ha realizado un temple diferencial adquiriéndole estética y funcionalidad.....	11
Fig. II.2: Izq. Primer documento donde aparece el acrónimo LASER y su significado; Dcha. Primer láser comercial de rubí, modelo RL - 4KCS, vendido por la empresa Korad.....	16
Fig. II.3: Izq. Ingresos mundiales en M\$ de los láseres divididos en los láseres de Diodo de baja potencia y los demás; Dcha. Ingresos en M\$ de los láseres para el procesamiento de materiales [Overton, 2015].....	17
Fig. II.4: Esquema y fundamentos básicos del proceso de temple por láser.....	19
Fig. II.5: Temple por láser de los bordes de una matriz de automoción [GNCláser, 2016].....	20
Fig. II.6: Izq. Esquema del proceso de temple por láser; Dcha. Haz de un láser de Diodos durante el temple [FRAUNHOFER, 2016].....	21
Fig. II.7: Izq. Diagrama de fases en función del contenido en carbono y de la temperatura; Dcha. Gráfica de Temperatura-Tiempo-Austenización (TTA) para el calentamiento.....	22
Fig. II.8: Gráfica de Temperatura - Tiempo - Transformación (TTT) para el enfriamiento.....	22
Fig. II.9: Corte transversal y durezas en profundidad sobre la superficie de una pieza templada por láser.....	24
Fig. II.10: Procesos láser dependiendo del tiempo de interacción y la densidad de potencia	25
Fig. II.11: Efectos sobre el material de la frecuencia y del régimen de trabajo.....	27
Fig. II.12: Izq. Campo térmico generado por un haz gaussiano a $v_f = 100$ mm/min; Dcha. Campo térmico generado por un haz gaussiano a $v_f = 1500$ mm/min	27
Fig. II.13: Efectos de una variación del plano de trabajo sobre la pieza debidos a una variación en el diámetro del haz láser.....	29
Fig. II.14: Variables intrínsecas de un haz láser que determinan su calidad.....	30
Fig. II.15: Grados de absorción de energía para diferentes metales [Kaldos, 2004] ..	31
Fig. II.16: Formas de las distintas distribuciones de energía que se dan en los láseres industriales	33
Fig. II.17: Izq. Campo térmico generado por un haz gaussiano a $v_f = 400$ mm/min; Dcha. Campo térmico generado por un haz con forma Top - Hat a $v_f = 400$ mm/min	34
Fig. II.18: Izq. Densidad de energía con frente caliente en el lado de la velocidad de avance; Dcha. Diferencia en la temperatura entre un haz rectangular y uno con frente caliente	35
Fig. II.19: Partes básicas que integran un resonador de un láser de CO_2	36
Fig. II.20: Esquemas de los resonadores de los láseres de CO_2 [TRUMPF, 2016] [ROFIN, 2016].....	37

Fig. II.21: Distintas configuraciones del resonador de un láser en estado sólido [Träger, 2007].....	38
Fig. II.22: Resonadores del láser de fibra y del láser de disco [IPG, 2016] [TRUMPF, 2016].....	39
Fig. II.23: Barra de diodos con FAC y SAC [Bachmann, 2007].....	40
Fig. II.24: Configuración del láser de diodos DL031Q ROFIN [Bachmann, 2007].....	41
Fig. II.25: Deterioro del haz del láser de diodos y su efecto en el material tratado [Bachmann, 2007].....	42
Fig. II.26: Absortividad de varios metales en función del tipo de láser [Bachmann, 2007].....	43
Fig. II.27: Diferencias en la zona afectada térmicamente durante el temple por láser con y sin control de temperatura [Lamikiz, 2008].....	46
Fig. II.28: Características de radiación de un cuerpo negro con respecto a su temperatura [Optris, 2014].....	47
Fig. II.29: Principio de funcionamiento de un pirómetro de dos colores o bicromático [IMPAC, 2004].....	49
Fig. II.30: Control pasivo de la temperatura en el proceso de temple por láser de muelles de torsión [Poprawe, 2011].....	52
Fig. II.31: Esquema del control activo de temperatura en lazo cerrado, con pirometría coaxial, durante el proceso de temple por láser [Bachmann, 2007].....	53
Fig. II.32: Izq. Control de la temperatura sobre la superficie en una pieza con una ranura pasante; Dcha. Control de la temperatura bajo la superficie en una pieza con una ranura pasante [Hömberg, 2006].....	54
Fig. II.33: Un controlador PID calcula su acción de control basándose en los errores de control pasados, presentes y futuros [Aström, 2009].....	55
Fig. II.34: Sección transversal templada por láser sobre el acero DIN Ck45.....	57
Fig. II.35: Zonas de dureza que se producen durante el proceso de temple por láser.....	58
Fig. II.36: Izq. Barridos de micro - durezas sobre una superficie templada; Dcha. Marcas de micro - durezas Knoop sobre una superficie.....	60
Fig. II.37: Diagramas de conversión entre durezas Knoop, Rockwell C y Vickers [ASM, 2000].....	61
Fig. II.38: Medida de micro - dureza Vickers.....	62
Fig. II.39: Medida de micro - dureza Knoop.....	62
Fig. II.40: Configuración especial del haz láser durante el templado de dientes de engranaje [ASM, 1991].....	66
Fig. II.41: Izq. Temple por láser clásico de un cilindro; Dcha. Temple por láser de un cilindro imitando un haz en forma de anillo [Orazi, 2014].....	67
Fig. II.42: Izq. Temple por láser multi - haz de un carril guía lineal; Dcha. Sección transversal de las cuatro zonas templadas [Batchman, 2007].....	68
Fig. II.43: Configuración óptica de un módulo láser de diodos para aplicaciones de temple [Bachmann, 2007].....	73

Fig. II.44: Espejo facetado trabajando como integrador óptico del haz láser.....	74
Fig. II.45: Izq. Composición de índices de difracción variables mediante mecanizado [Träger, 2007]; Dcha. Holografías sobre lentes para la formación de distintos haces a partir de una campana de gauss [LaserComps., 2016]	75
Fig. II.46: Izq. Componentes de un escáner [Martínez, 2012 b]; Dcha. Espejos galvanométricos direccionando un haz láser [FormLabs, 2016].....	76
Fig. II.47: Lentes con distancia focal variable electrónicamente, entre 20-120 mm [Blum, 2011]	76
Fig. II.48: Diferentes distorsiones en el campo de trabajo de un escáner [Chen, 2008 b]: (a) sin distorsiones, (b) forma de almohada, (c) forma de barril, (d) forma de almohada - barril	77
Fig. II.49: Tipo de comandos durante el marcado de una trayectoria mediante un escáner	78
Fig. II.50: Izq. Marcado de una imagen a 200 mm/s; Dcha. Marcado de una imagen a 5000 mm/s.....	79
Fig. II.51: Izq. Escáner posicionado en la muñeca de un robot serie [BLACKBIRD, 2016]; Dcha. Escáner en el cabezal de una Máquina - Herramienta [DMG MORI, 2016]	80
Fig. II.52: Espejo galvanométrico para el temple de dientes de engranajes [Benedict, 1985]	81
Fig. II.53: Izq. Esquema de un sistema para templar grandes anchuras; Dcha. Espejo facetado con 24 caras [Kim, 2001]	82
Fig. II.54: Temple con anchura variable realizado por el sistema LASSY [FRAUNHOFER, 2016].....	82
Fig. II.55: Configuración de los ejes y sus trayectorias de la máquina de corte por láser [PRIMAPOWER, 2016]	84
Fig. II.56: Grabado de revenido por láser sobre titanio [TRUMPF, 2016].....	84
Fig. II.57: Izq. Esquema del proceso de revenido local por láser; Dcha. Esfuerzos durante la cizalladura en un acero de ultra alta resistencia [Brecher, 2014].....	85
Fig. II.58: a) Esquema del proceso de temple en un diente de engranaje; b) Esquema del modelo teniendo en cuenta tres pasadas del láser; c) Ecuación analítica que da la temperatura en el punto M bajo unas condiciones determinadas [Komanduri, 2004].....	88
Fig. II.59: Resultado de la modelización del proceso de temple por láser mediante técnicas experimentales [Badkar, 2010].....	89
Fig. II.60: Resultados de la modelización del proceso de temple por láser mediante técnicas numéricas [Bailey, 2009].....	90
Fig. II.61: Izq. Representación del haz en los modelos de fuente lineal; Dcha. Representación del haz en los modelos de fuente puntual	92
Fig. II.62: Modelización del haz láser con forma cónica o cilíndrica durante el proceso de soldadura por láser [Dal, 2016]	93
Fig. II.63: Velocidad de adquisición de temperatura y absortividad sobre una superficie con tres tipos de tratamientos [Nguyen, 2015].....	95

Fig. II.64: Parámetros a tener en cuenta en el proceso de TLE	97
Fig. II.65: Relación entre las curvas TTA y el diagrama Fe - M - C [ISF, 2002]	101
Fig. II.66: Relación entre las curvas TTA y el tamaño de grano tras la austenización [ISF, 2002]	102
Fig. II.67: Relación entre las curvas TTT y el diagrama Fe - C [ISF, 2002]	102
Fig. II.68: Izq. Curva dilatométricas para una velocidad de calentamiento y enfriamiento dada; Dcha. Curvas TTT obtenida a partir de la curvas dilatométricas a distintas velocidades de enfriamiento [Huiping, 2015].....	103
Fig. II.69: Izq. Curvas CCT incluidas como base de datos en el software comercial Sysweld [ESI Group, 2016]; Dcha. Curvas TTT proporcionadas por el fabricante para el acero de herramientas THYRODUR® 2379 [ThyssenKrupp, 2016].....	104
Fig. II.70: Principales mecanismos de transformación de fase en estado sólido en los aceros [Caballero, 2014]	105
Fig. II.71: Esquema del movimiento de átomos en las transformaciones difusivas	106
Fig. II.72: Esquema del movimiento de átomos en las transformaciones desplazativas	107
Fig. II.73: Analogía entre los diferentes mecanismos de transformación y la forma en la que civiles y soldados suben a un autobús [Bhadeshia, 2003]	108
Fig. II.74: Izq. Fases resultantes tras el modelizado en las distintas zonas durante el solapamiento de trayectorias [Lakhar, 2008]; Dcha. Dureza modelizado en las distintas zonas en un solapamiento de trayectorias [Lakhar, 2008]	110
Fig. II.75: Esquema del acoplamiento metálico - térmico - mecánico [Hernández, 2014].....	113
Fig. II.76: Curvas dilatométricas del acero para diferentes velocidades de enfriamiento.....	114
Fig. II.77: Izq. Tensiones residuales por componente en profundidad; Dcha. Tensiones residuales por componente a lo largo de una línea transversal al temple sobre la superficie [Bailey, 2009].....	115
Fig. II.78: Modelos de endurecimiento isotrópico y cinemático para el comportamiento plástico	116
Fig. II.79: Izq. Curvas dilatométricas con la plasticidad por transformación durante la transformación a martensita durante el enfriamiento; Dcha. Con la transformación a perlita [Geijselaers, 2003]	117
Fig. III.1: Relación entre la mecatrónica, la experimentación y el modelado en el proceso de TLE	121
Fig. III.2: Temperatura de un punto de la pieza a lo largo del tiempo.....	124
Fig. III.3: Temperatura máxima a lo largo del tiempo. Gráfica del control de temperatura	125
Fig. III.4: Esquema de la estrategia de barrido continuo.	126
Fig. III.5: Esquema de la estrategia de barrido por áreas.....	127
Fig. III.6: Situación del sistema disponible y del temple por láser en cuanto a tiempo de interacción y densidad de potencia	128

Fig. III.7: Izq. Cabezal diseñado en el que se integran tres tecnologías láser diferentes; Dcha. Resultado de la adaptación de la célula láser Kondia Aktinos 500.....	131
Fig. III.8: Transmitancia de los filtros HOYA R72 y HOYA CM500.....	136
Fig. III.9: Izq. Grabación a AV sin filtros del proceso de TLE; Dcha. Grabación a AV con filtros del proceso de TLE.....	137
Fig. III.11: Izq. Cuadrícula programada con el software VLM; Dcha. Cuadrícula resultante tras su marcado con pintura negra	141
Fig. III.12: Variación de la dimensión X_{TOTAL} e Y_{TOTAL} del espacio de trabajo a distintas distancias del plano focal.....	142
Fig. III.13: Izq. Error de posicionamiento en X e Y a lo largo del plano de trabajo $Z_{PT} = +50$ mm; Dcha. Error de posicionamiento cuadrático medio en el plano $Z_{PT} = +50$ mm.....	143
Fig. III.14: Ejes y campo de trabajo del centro de procesado láser Kondia ARTINOS 500.....	145
Fig. III.15: Partes que integran la sincronización de movimientos y su interrelación.....	147
Fig. III.16: Software propio desarrollado para el control de los ejes del escáner y el láser durante el proceso de TLE.....	148
Fig. III.17: Resultado del marcado de un octaedro y de un círculo durante el movimiento de ejes sincronizado	149
Fig. III.18: Diagrama de bloques del control de temperatura en lazo cerrado.....	150
Fig. III.19: Esquema del control de temperatura en lazo cerrado implementado...	151
Fig. III.20: Placa diseñada para el cambio D/A de la potencia controlada.....	152
Fig. III.21: Izq. Ensayos de TLE con control de temperatura; Dcha. Gráfica de temperatura y potencia tras implementar el control en lazo cerrado.....	152
Fig. III.22: Posicionamiento del pirómetro durante el control de potencia.....	153
Fig. III.23: Diagrama de bloques del control PID	154
Fig. III.24: Interface de usuario del software programado para el control de temperatura en lazo cerrado del proceso de TLE	156
Fig. III.25: Ensayos a potencia y velocidad de avance constantes	161
Fig. III.26: Perfiles de dureza de los distintos ensayos.....	162
Fig. III.27: Dependencia de la profundidad templada con la velocidad de escaneo	163
Fig. III.28: Sup. Perfil templado en el proceso de TLE; Inf. Perfil templado en el proceso de temple por láser convencional.....	163
Fig. III.29: Izq. Superficie templada con las condiciones óptimas; Dcha. Sobrecalentamiento de la superficie con aparición de grietas.....	164
Fig. III.30: Variación de la potencia media con la velocidad de avance y la temperatura de control.....	166
Fig. III.31: Variación de la profundidad templada con la velocidad de avance y la temperatura de control.....	166

Fig. III.32: Gráficas de la temperatura de un punto en el centro de la zona templada y área templada a distintas velocidades de escaneo	169
Fig. III.33: Gráficas de temperatura - tiempo en distintas zonas de la línea templada, en un régimen de trabajo rizado a una $v_s = 75$ mm/s	170
Fig. III.34: Temperatura durante el TLE trabajando en un régimen continuo.....	172
Fig. III.35: Temperatura durante el TLE trabajando en un régimen rizado	172
Fig. III.36: Temperatura - Posición - tiempo durante el proceso de TLE en régimen continuo ($v_s = 2000$ mm/s)	173
Fig. III.37: Temperatura - Posición - tiempo durante el proceso de TLE en régimen rizado ($v_s = 100$ mm/s)	174
Fig. III.38: Rizado en función de la temperatura de control y del tiempo de enfriamiento.....	176
Fig. III.39: Rizado en función de la temperatura de control a diferentes tiempos de enfriamiento.....	176
Fig. III.40: Rizado en función del tiempo de enfriamiento a diferentes T_{PID}	177
Fig. III.41: Zonas de trabajo en función del rizado, tiempo de enfriamiento y la T_{PID}	178
Fig. III.42: Esquema de las partes de LATHEM.....	181
Fig. III.43: Medida de temperatura sobre pulsos láser para la caracterización semi - empírica del coeficiente de pérdidas en el régimen continuo	182
Fig. III.44: Izq. Esquema de la simulación numérica empleada para la obtención de las pérdidas de potencia; Dcha. Pérdidas de potencia simuladas obtenidas a partir de ensayos experimentales.....	183
Fig. III.45: Energía real absorbida por la pieza en función de la densidad de energía del haz láser, de la temperatura durante el temple y del coeficiente de pérdidas.....	183
Fig. III.46: Izq. Temperatura medida en distintos ensayos; Dcha. Profundidad de capa templada real y simulada mediante el método propuesto	184
Fig. III.47: Esquema de los ensayos de caracterización.....	185
Fig. III.48: Máximos relativos de las mediciones de temperatura tras su correlación en el tiempo junto con la temperatura máxima simulada con pérdidas constantes de 0,56.....	186
Fig. III.49: Gráfica resaltando los máximos relativos medidos por pirometría.....	187
Fig. III.50: Graficas de Temperatura - Tiempo - Posición en la línea ensayada en dos vistas diferentes.....	189
Fig. III.51: Izq. Temperatura simulada en tres puntos de la línea en un plano sobre la superficie; Dcha. Corte por la isoterma de 1000 K a la gráfica de Temperatura - Tiempo - Posición de un plano sobre la superficie.....	189
Fig. III.52: Izq. Temperatura simulada en tres puntos de la línea en un plano a 300 μ m de la superficie; Dcha. Corte por la isoterma de 1000 K a la gráfica de Temperatura - Tiempo - Posición de un plano a 300 μ m de la superficie.....	190
Fig. III.53: Posición del pirómetro durante el ensayo de validación en régimen rizado.....	194

Fig. III.54: Temperatura real y simulada en un punto de la pieza durante el proceso de TLE en régimen rizado.....	195
Fig. III.55: Corte transversal y vista frontal de la zona templada tras el ensayo de caracterización.....	196
Fig. III.56: Comparación de la temperatura experimental con la simulada con pérdidas en función del tiempo y con pérdidas en función de la temperatura.....	197
Fig. IV.1: Izq. Simulación térmica del proceso de TLE sin control de temperatura; Dcha. Simulación térmica del proceso de TLE con control de temperatura.....	202
Fig. IV.2: Esquema con las equivalencias entre el control simulado y el control real	203
Fig. IV.3: Esquema con la programación del control simulado.....	204
Fig. IV.6: Simulación del control ($k_p = 1.6$, $k_d = 0.05$, $k_i = 0$, $T_{PID} = 1200$ °C y $P_{PID} = 800$ W)	207
Fig. IV.7: Gráfica del control real ($k_p = 1.6$, $k_d = 0.05$, $k_i = 0$, $T_{PID} = 1200$ °C y $P_{PID} = 800$ W)	207
Fig. IV.8: Simulación del control con $k_p = 10$, $T_{PID} = 1200$ °C y $P_{PID} = 800$ W.....	208
Fig. IV.9: Gráfica del control real con $k_p = 10$, $T_{PID} = 1200$ °C y $P_{PID} = 800$ W.....	209
Fig. IV.10: Simulación del control con $k_p = 0.05$, $T_{PID} = 1200$ °C y $P_{PID} = 800$ W.....	209
Fig. IV.11: Simulación del control ($k_p = 1.6$, $k_d = 0.05$, $k_i = 0$, $T_{PID} = 1200$ °C y $P_{PID} = 500$ W)	210
Fig. IV.12: Control real ($k_p = 1.6$, $k_d = 0.05$, $k_i = 0$, $T_{PID} = 1200$ °C y $P_{PID} = 500$ W)	210
Fig. IV.13: Composición inicial del acero DIN Ck45 ($f_{ferr} = 0,25$, $f_{perl} = 0,75$ y $f_{mart} = 0$)	214
Fig. IV.14: Dependencia de la temperatura de los puntos de formación de martensita con el contenido en C para aceros poco aleados [Tottem, 1997] ..	215
Fig. IV.15: Izq. Simulación de dureza en un corte transversal y pasada única; Dcha. Simulación de dureza en el solapamiento de trayectorias.....	216
Fig. IV.16: Izq. Cinética de la formación de la austenita para un acero de bajo contenido en carbono; Dcha. Curva dilatométrica y gráfica TTT [Oliveira, 2007]	216
Fig. IV.17: Curvas TTT de conversión de perlita y de ferrita a austenita.....	217
Fig. IV.18: Valores de dureza medida junto con los valores de dureza y fracciones de cada fase obtenidas por el modelo en función de la profundidad.....	220
Fig. IV.19: Dureza medida y simulada en el acero DIN Ck45 con solapamiento del 10 %	221
Fig. IV.20: Dureza medida y simulada en el acero DIN Ck45 con solapamiento del 40 %	221
Fig. IV.21: Diferencias entre las curvas de revenido para el acero DIN Ck45 y el DIN X135CrMoV12	223
Fig. IV.22: Dureza medida y simulada en el acero DIN X135CrMoV12 con un solapamiento del 40 %.....	224
Fig. IV.23: Geometría de las válvulas de inyección	225

Fig. IV.24: Izq. Estrategia sin movimiento de escaneo; Dcha. Estrategia con movimiento de escaneo	226
Fig. IV.25: Izq. Capa templada sin control de temperatura; Dcha. Capa templada con control de temperatura	226
Fig. IV.26: Resultados de dureza y profundidad templada en diferentes ensayos..	227
Fig. IV.27: Izq. Curvas de revenido de un acero al carbono y del acero especial para válvulas X456CrSi - 9; Dcha. Microdurezas en la zona de revenido a alta temperatura	228
Fig. IV.28: Resultados del temple de las ranuras para la contención de anillos.....	228
Fig. A.1: Flujos de calor sobre un elemento diferencial de volumen.....	244
Fig. A.2: Esquema de la discretización en diferencias finitas centrales.....	249
Fig. A.3: Disposición de los ejes y numeración local de los nodos.....	253
Fig. A.4: Forma gráfica de la matriz de transferencia en un sistema de $N_x = N_y = N_z = 4$ nodos	255
Fig. A.5: Izq. Geometría ejemplo en forma de rampa con un número de nodos totales en el campo de trabajo de $N_x = N_y = N_z = 4$; Dcha. Vector geometría de la pieza ejemplo	257
Fig. A.6: Vectores de vecindad en la geometría ejemplo.....	258
Fig. A.7: Vectores de contorno en la geometría ejemplo.....	259
Fig. A.8: Matriz de conectividad en la geometría ejemplo.....	260
Fig. A.9: Matriz de transferencia y vector de geometría en la geometría ejemplo..	262
Fig. A.10: Aproximación a la curva de calentamiento para la simulación de las transformaciones de fase en estado sólido.....	264
Fig. A.11: Esquema de los pasos para la simulación numérica de los cambios de fase	266
Fig. A.12: Izq. Variación de las distancias características con la distancia al plano focal; Dcha. Distribución de energía de un haz gaussiano en todo el espacio de trabajo.....	268
Fig. A.13: Campo térmico de un pulso láser sobre una geometría en rampa considerando el factor de apertura en la distribución de energía en 3D	269
Fig. A.14: Modelización de geometrías complejas y de trayectorias en 3 ejes.....	270

ÍNDICE DE TABLAS

Tab. II.1: Ingresos anuales de los láseres industriales (M\$) [Overton, 2015].....	36
Tab. II.2: Absortividad del acero DIN Ck45 en función del estado superficial y del tipo de láser [Bachmann, 2007].....	44
Tab. II.3: Comparativa entre los distintos sistemas de temple por láser [Hoffman, 2003].....	44
Tab. II.4: Dureza superficial de aceros y fundiciones templadas por láser [Ion, 2002] [Rowshan, 2007].....	59
Tab. II.5: Algunas aplicaciones industriales del proceso de temple por láser; a) La industria del molde y la matriz; b) La industria de los componentes; c) La industria del transporte; d) Temple por láser selectivo (micro).....	64
Tab. II.6: Comparativa entre distintos procesos de temple superficial [Tabernerero, 2010].....	69
Tab. III.2: Características del láser de fibra Rofin FL10.....	130
Tab. III.1: Características de la máquina cartesiana Aktinos 500.....	130
Tab. III.3: Características del escáner 2D Scanlab.....	132
Tab. III.4: Características del micro - durómetro FutureTech.....	133
Tab. III.5: Prueba de la carga óptima introducida en el micro-durómetro.....	134
Tab. III.6: Características del pirómetro de 2 colores IMPAC.....	135
Tab. III.7: Características de la cámara de alta velocidad Olympus.....	136
Tab. III.8: Retrasos de polígono para $v_s = 1000$ mm/s.....	138
Tab. III.9: Retrasos de apagado para $v_s = 1000$ mm/s.....	139
Tab. III.10: Retrasos de encendido para $v_s = 1000$ mm/s.....	139
Tab. III.11: Parámetros utilizados en el marcado de las cuadrículas y deformación total del plano de trabajo a distintas Z_{PT}	142
Tab. III.12: Ángulos medidos entre los ejes X e Y de la máquina y del escáner.....	146
Tab. III.13: Errores de redondez entre los ejes X e Y de la máquina y del escáner... ..	146
Tab. III.14: DoE; Características y parámetros de entrada.....	158
Tab. III.15: Resultados DoE. Superficies respuesta del espesor templado.....	159
Tab. III.16: Influencia de las distintas variables en el espacio de trabajo en función de la derivada del espesor templado.....	160
Tab. III.17: Variación de la dureza, potencia del láser y profundidad templada con la temperatura de control.....	165
Tab. III.18: Variación de la profundidad de pasada con la velocidad de escaneo....	168
Tab. III.19: Parámetros de la simulación numérica realizada.....	188
Tab. III.21: Comparación entre las medidas simulados y experimentales en distintas zonas de la línea templada en un régimen estacionario.	193
Tab. IV.1: Parámetros utilizados en las simulaciones numéricas y en los ensayos experimentales para la predicción de dureza.....	213

Tab. IV.2: Curva de revenido [Thyssenkrup, 2016] y H_p para el acero DIN Ck45.....	219
Tab. IV.3: Curva de revenido [Thyssenkrup, 2016] y parámetro H_p para el acero DIN X135CrMoV12.....	223
Tab. IV.4: Parámetros de entrada y salida óptimos para la fundición nodular.....	231
Tab. A.1: Formas y ecuaciones de las distintas distribuciones de energía modeladas.....	267

NOMENCLATURA

Símbolo	Unidades	Descripción
A	[mm]	Dimensión del haz Top - Hat en el eje X
a	[rad]	Dispersión del haz Top - Hat en el eje X
B	[mm]	Dimensión del haz Top - Hat en el eje Y
b	[rad]	Dispersión del haz Top - Hat en el eje Y
C	[%]	Contenido de carbono en peso del acero
c_p	[KJ/Kg.K]	Calor específico
DC	[%]	Ciclo de trabajo o "Duty Cycle"
DE	[J/m ²]	Densidad de energía
D_0	[mm]	Diámetro del haz láser nominal, en el plano focal
DP	[W/m ²]	Densidad de potencia
D_{PT}	[mm]	Diámetro del haz láser en el plano de trabajo
E	[Pa]	Módulo de Young
e_p	[W]	Error en potencia
e_T	[°]	Error en temperatura ($T_{PID} - T$)
f_{bain}	[°/]	Fracción volumétrica de la fase bainita
f_{carb}	[°/]	Fracción volumétrica de carburos
f_{ferr}	[°/]	Fracción volumétrica de la fase ferrita
f_{mart}	[°/]	Fracción volumétrica de la fase martensita
f_p	[Hz]; [s ⁻¹]	Frecuencia del pulso del resonador láser
f_{perl}	[°/]	Fracción volumétrica de la fase perlita
f_{PID}	[Hz]; [s ⁻¹]	Frecuencia de control
f_s	[Hz]; [s ⁻¹]	Frecuencia de escaneo
H; ΔH	[J/m ³]	Entalpía de la transformación
H_p	[-]	Parámetro unidimensional de Hollomon - Jaffe
HV_{bain}	[HV]	Dureza de la fase bainita
HV_{carb}	[HV]	Dureza de los carburos
HV_{equi}	[HV]	Dureza equivalente
HV_{ferr}	[HV]	Dureza de la fase ferrita
HV_{mart}	[HV]	Dureza de la fase martensita
HV_{perl}	[HV]	Dureza de la fase perlita
HV_{rev}	[HV]	Dureza de la martensita revenida

I_{abs}	[W/m ²]	Densidad de energía absorbida por la pieza
I_{prog}	[W/m ²]	Densidad de energía programada
k_d	[-]	Constante derivativa del control PID
k_i	[-]	Constante integral del control PID
k_p	[-]	Constante proporcional del control PID
M	[-]	Matriz de transferencia
M_i	[°C]	Línea inferior donde se acaba de formar la fase martensita
M_s	[°C]	Línea superior donde se empieza a formar la fase martensita
N	[-]	Numeración global del nodo
n	[-]	Constante (JMA) que depende del mecanismo de nucleación y crecimiento de grano
N_x	[-]	Nodos totales en el eje X
n_x	[-]	Posición local del nodo en el eje X
N_y	[-]	Nodos totales en el eje Y
n_y	[-]	Posición local del nodo en el eje Y
N_z	[-]	Nodos totales en el eje Z
n_z	[-]	Posición local del nodo en el eje Z
P	[W]	Potencia del láser
P_{abs}	[W]	Potencia absorbida por la pieza
P_{PID}	[W]	Potencia del control
P_{prog}	[W]	Potencia programada en la pantalla del láser
Q	[KJ/mol]	Energía de activación de la transformación
q_s	[W/m ²]	Flujo de calor por la superficie de la pieza
q_v	[W/m ³]	Potencia calorífica por unidad de volumen
R	[J/mol.K]	Constante universal de los gases ideales (8,314 [J/mol.K])
R_T	[°]	Rizado de la temperatura
$r_1; r_x$	[-]	Parámetro del método de diferencias finitas en el eje X
$r_2; r_y$	[-]	Parámetro del método de diferencias finitas en el eje Y
$r_3; r_z$	[-]	Parámetro del método de diferencias finitas en el eje Z
T	[°C]	Temperatura
t	[s]	Tiempo
T_{AC1}	[°C]	Temperatura a la cual comienza a formarse austenita durante el calentamiento
T_{AC3}	[°C]	Temperatura a la cual se completa la transformación de ferrita en austenita durante el calentamiento
T_{amb}	[°C]	Temperatura ambiente (25°C)

t_e	[s]	Tiempo de enfriamiento entre pasadas de escaneo
t_p	[s]	Tiempo del pulso con el láser activado
T_{PID}	[°C]	Temperatura de control
T_{rev}	[°C]	Temperatura de revenido
t_{rev}	[s]	Tiempo de revenido
T_p^*	[s]	Periodo del pulso del resonador láser
T_{PID}^*	[s]	Periodo de control
v_f	[mm/min]	Velocidad de avance
v_s	[mm/s]	Velocidad de escaneo
w_f	[mm]	Anchura del área barrida en dirección de avance
w_0	[mm]	Radio del haz láser nominal, en el plano focal
w_p	[mm]	Profundidad del área templada
w_R	[mm]	Radio de Rayleigh
Z_{PT}	[mm]	Distancia del plano de trabajo al plano focal
Z_R	[mm]	Distancia de Rayleigh
α	[m ² /s]	Difusividad térmica
ε	[°/]	Emisividad de un cuerpo radiante
ε^e	[-]	Componente elástica de la deformación
ε^p	[-]	Componente plástica de la deformación
ε^T	[-]	Componente térmica de la deformación
$\varepsilon^{\Delta V}$	[-]	Componente de la deformación debida a un cambio de volumen en las transformaciones de fase
ε_{ij}	[-]	Valor de deformación en la posición ij del tensor de deformaciones
$\theta_{x,y,z}^t$	[°K]	Temperatura en el nodo x, y, z en el tiempo t
θ_0	[°K]	Temperatura ambiente
θ_s	[°K]	Temperatura en la superficie
θ_0	[mrad]	Semi - ángulo de divergencia nominal, en el plano focal
θ_{PT}	[mrad]	Semi - ángulo de divergencia en el plano de trabajo
λ	[μm]	Longitud de onda de trabajo del láser
Λ	[W/m.K]	Conductividad del material
ρ	[Kg/m ³]	Densidad del material
σ	[W/m ² K ⁴]	Constante de Stefan - Boltzmann (5,67.10 ⁻⁸ W/m ² K ⁴)
σ_{ij}	[N/m ²]	Valor de tensión en la posición ij del tensor de tensiones
σ_y	[N/m ²]	Tensión de fluencia
ν	[-]	Coefficiente de Poisson

ABREVIATURAS

APT	<i>Automatically Programmed Tool</i>
BPP	<i>Beam Parameter Product</i>
CCT	<i>Continuous Cooling Transformation</i>
CHT	<i>Continuous Heating Transformation</i>
DOE	<i>Diffractive Optics Elements</i>
DoE	<i>Design of Experiments</i>
FAC	<i>Fast Axis Collimation</i>
HOE	<i>Holographic Optics Elements</i>
JMA	<i>Johnson - Mehl - Avrami</i>
JMAK	<i>Johnson - Mehl - Avrami - Kohnogorov</i>
LMD	<i>Laser Metal Deposition</i>
LASER	<i>Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation</i>
LATHEM	<i>Laser THERmal Model</i>
MEF	<i>Método de los Elementos Finitos</i>
SAC	<i>Slow Axis Collimation</i>
TEM	<i>Transversal Electromagnetic Modes</i>
TLE	<i>Temple por Láser con ópticas tipo Escáner</i>
TTA	<i>Temperature - Time - Austenization</i>
TTT	<i>Temperature - Time - Transformation</i>
ZAT	<i>Zona Afectada Térmicamente</i>

CAPÍTULO I.

INTRODUCCIÓN

I.1. INTRODUCCIÓN

En este documento se presenta el resultado final del estudio realizado sobre una metodología de desarrollo del proceso de temple por láser con ópticas tipo escáner. Este trabajo, llevado a cabo en el Departamento de Ingeniería Mecánica de la Universidad del País Vasco UPV/EHU estudia y desarrolla un prototipo de una configuración del proceso de temple por láser, nuevo en la industria y muy poco estudiado en la bibliografía científica.

Para comenzar, haciendo una breve reseña histórica, decir que los tratamientos térmicos por láser, entre los que se encuentra el temple, fueron unos de los primeros procesos láser en probarse a mediados de los 60, pero su incorporación en la industria fue más tardía que otros procesos como el corte por láser o la soldadura por láser debido a la necesidad del control preciso de temperatura que conllevan los procesos de temple superficial.

Por otro lado, un escáner, también denominado sistema galvanométrico o sistema de ópticas móviles, consiste en uno, dos o tres ejes adicionales compuestos por espejos que dotan de movimiento al haz láser. Es un sistema óptico de espejos que giran y guían el haz láser dibujando una trayectoria marcada a muy alta velocidad y con muy poca inercia debido a que un pequeño movimiento de giro en el espejo provoca un movimiento lineal equivalente considerable del haz láser en el campo de trabajo. Estos sistemas se emplean desde hace décadas en el mercado por láser y en la actualidad se emplean también procesos láser de alta potencia montando el escáner en la muñeca de un robot serie o sobre el cabezal de una Máquina - Herramienta cartesiana.

En el temple por láser tradicional, o temple por láser con ópticas fijas, el haz láser se forma con lentes y espejos a los que no se les dota de movimiento. En este caso la densidad de energía en la zona de trabajo es constante en forma y, si se quiere cambiar, para realizar por ejemplo el barrido de áreas mayores, se deben colocar nuevas lentes y/o espejos más adecuados. En cambio, en el temple por láser con ópticas tipo escáner (TLE) o temple por láser con ópticas móviles, se varía la densidad de energía en la zona de trabajo por medio de unos espejos que mueven un haz láser de menor tamaño que el área a templar. Así, para variar la densidad de energía en el campo de trabajo no es necesario parar el proceso y cambiar de lentes con los recursos de tiempo y dinero que conlleva. Además, mediante el TLE, se

pueden conseguir temple menos energéticos, más localizados y versátiles con menores deformaciones de la pieza.

Así, en el proceso de temple por láser existen dos parámetros importantes a controlar para que el proceso se pueda realizar industrialmente. El primero de ellos es la temperatura. El cambio de estado sólido que sufre el material se produce a una temperatura determinada, siendo necesario que la temperatura durante el proceso se encuentre en un rango por encima de la de cambio de estado sólido pero sin llegar a sobrecalentar o fundir la superficie. El segundo parámetro es la profundidad y las dimensiones de la zona de la pieza templada, un parámetro muy importante ya que es la zona donde se va a producir el aumento de las propiedades mecánicas a desgaste y la única manera de determinar sus dimensiones reales es mediante ensayos destructivos sobre la pieza ya acabada. Un hándicap del proceso es la programación de la máquina láser para que barra el área requerida de una única pasada y sin contornos cerrados, ya que el solapamiento de trayectorias durante este proceso produce un reblandecimiento del área solapada inadmisibles, que no entra en tolerancias.

En el mercado de Máquinas - Herramienta cada vez es más habitual máquinas híbridas que incorporan más de un proceso de fabricación son las torno - fresadoras o los procesos asistidos por láser. Además Los tipos de procesos láser que se pueden realizar con un escáner son muy variados. Un escáner es un sistema que se puede considerar "multi - tasking" ya que con el mismo sistema óptico y láser es posible cortar [Lee, 2013], soldar [Wetzig, 2013], agujerear [Arrizubieta, 2013], marcar, texturizar [Mincuzzi, 2016], pulir [Pfefferkorn, 2013] y se está empezando a ver en tratamientos térmicos localizados como la bajada de dureza en las zonas específicas de un acero endurecido. La versatilidad en los tipos de procesos láser, en el posicionamiento del haz y en las grandes velocidades que es posible alcanzar promueve un creciente interés por estos sistemas tan versátiles.

En este sentido se dirigen los esfuerzos de este trabajo de investigación, hacia la incorporación de los escáneres en los procesos de temple por láser por medio del estudio básico de este proceso, del desarrollo de una metodología, de la puesta a punto del proceso mediante esta metodología y de su final aplicación en una máquina prototipo en el templado superficial de distintas geometrías de pieza y materiales.

I.2. OBJETIVOS

El objetivo principal de este trabajo es el estudio, la implementación en una Máquina - Herramienta y la puesta a punto del proceso de temple por láser con ópticas tipo escáner.

De forma resumida los objetivos derivados del principal se pueden especificar en los siguientes puntos:

- Demostrar la viabilidad del proceso de temple por láser con ópticas tipo escáner en un entorno industrial.
- Estudiar los fundamentos del proceso y sacar referencias básicas de los regímenes del proceso, de las dimensiones y durezas de la zona templada, de la influencia del rizado de temperatura inherente al proceso, entre otros.
- Integrar al proceso la sensorización y el control necesario para templar superficialmente piezas de geometrías variables y de alto valor añadido sin tener que recurrir a la experimentación.
- Modelizar el proceso de temple por láser con ópticas tipo escáner así como la dureza tras el tratamiento térmico.
- Obtener más versatilidad en el proceso de temple por láser e intentar disminuir el efecto del revenido a altas temperaturas si es inherente un solapamiento de trayectorias.
- Estudiar distintas geometrías de piezas y distintos materiales templables superficialmente cómo aceros al carbono, aceros aleados, aceros de herramientas y fundiciones.
- Extrapolar los conocimientos adquiridos a cualquier tratamiento térmico o calentamiento realizado por láser con ópticas tipo escáner.

Con estos objetivos se pretende ampliar el conocimiento sobre el proceso de temple por láser con ópticas tipo escáner mediante una metodología integral que contenga las tres ramas necesarias en todo proceso de fabricación: la mecatrónica, la modelización y la experimentación. Un estudio integral del proceso.

I.3. ORGANIZACIÓN DE LA MEMORIA

El trabajo presentado ha sido organizado en una serie de capítulos que se describen a continuación.

En el **Capítulo I** se presenta la contextualización del trabajo. En este capítulo se encuadra el proceso de temple por láser con ópticas tipo escáner dentro del sector industrial actual valorando las principales motivaciones por llevar a cabo el estudio de este proceso. Para acabar, se detallan los principales objetivos y la estructura del documento presentado.

A lo largo del **Capítulo II** se presentan los antecedentes que originan el presente trabajo en forma de análisis de los avances en la tecnología del temple por láser aplicado al temple por láser con ópticas tipo escáner. Por ello, este capítulo empieza con la descripción del proceso de temple por láser así como de sus necesidades en características del haz láser y calidad de éste, tipos de láseres industriales, sensores para la medición de temperatura y su control así como aplicaciones industriales del proceso de temple por láser y los procesos alternativos. Tras esto se centra en las ópticas tipo escáner comparándolas con las ópticas fijas y resumiendo las características de los escáneres empleados en la industria junto con su evolución y situación actual para los tratamientos térmicos. Para acabar con este capítulo se analizan los distintos modelos que existen en la bibliografía para poder predecir los resultados del proceso de temple por láser. Entre otros se analizan las distintas tipologías de los modelos térmicos, la modelización de la interacción laser-material, la modelización de la ecuación que gobierna el proceso, la modelización de las transformaciones de fase en estado sólido, los modelos de predicción de dureza superficial y de tensiones residuales.

En el **Capítulo III** se desarrolla el trabajo realizado para el estudio del proceso. En primer lugar se explica la metodología empleada para la puesta a punto del proceso de temple por láser con ópticas tipo escáner. Tras esto se explican los distintos conceptos que han ido apareciendo específicos del proceso básico y que no se han observado en la búsqueda bibliográfica. Finalmente, se añaden tres apartados que se corresponden con las tres partes fundamentales en las que se ha dividido este trabajo. Estas partes son la adaptación y el ajuste de la mecatrónica necesaria, el análisis experimental y los modelos de simulación numérica

El **Capítulo IV** se centra en la validación de la metodología y solución propuesta mediante su aplicación en la industria. Para ello se comienza con una descripción de los equipos, sensores y elementos auxiliares empleados para acabar evaluando el proceso de temple por láser con ópticas tipo escáner mediante el templado de distintos materiales y geometrías de piezas tipo.

Como resumen y líneas futuras, en el **Capítulo V** se presentan las principales aportaciones derivadas del trabajo realizado, así como las posibles líneas futuras que han surgido de este trabajo que permitirán profundizar en el conocimiento de este proceso y mejorar sus características.

Finalmente, se incluyen unos **Anexos** donde se explica detenidamente como ha sido la programación de la simulación numérica que se ha utilizado en este trabajo en la modelización del proceso como uno de los tres puntos importantes del estudio del proceso de temple por láser. La explicación de la programación se ha recogido en los anexos por ser clave para poder reproducir el modelo, por considerarse interesante y novedosa pero no necesaria para que el lector entienda el trabajo realizado.

CAPÍTULO II.

ESTADO DEL ARTE: TRATAMIENTO TÉRMICO DE TEMPLE POR LÁSER

A lo largo de este capítulo se presenta un análisis de la tecnología del temple por láser aplicado al temple por láser con ópticas tipo escáner. Para ello, se comienza describiendo el proceso de temple por láser así como de sus necesidades en características del haz láser y calidad de éste, tipos de láseres industriales, sensores para la medición de temperatura y su control así como aplicaciones industriales del proceso de temple por láser y los procesos alternativos. Tras esto se centra en las ópticas tipo escáner comparándolas con las ópticas fijas y resumiendo las características de los escáneres empleados en la industria junto con su evolución y situación actual para los tratamientos térmicos. Para acabar con este capítulo se analizan los distintos modelos que existen en la bibliografía para poder predecir los resultados del proceso de temple por láser. Entre otros se analizan las distintas tipologías de los modelos térmicos, la modelización de la interacción laser-material, la modelización de la ecuación que gobierna el proceso, la modelización de las transformaciones de fase en estado sólido, los modelos de predicción de dureza superficial y de tensiones residuales.

II.1. EL PROCESO DE TEMPLE

El proceso de temple o templado es una técnica antigua que se ha mantenido prácticamente sin cambios a través del tiempo. Este proceso se ha utilizado a lo largo de la historia para mejorar las características de todo tipo de armas y herramientas. El primer ejemplo de pieza templada con estructura de martensita revenida es una piqueta que data del siglo XII a.C. [Roberts, 1998]. Por otro lado, un ejemplo artesanal muy ilustrativo de temples y tratamientos térmicos a lo largo de la historia es el endurecimiento diferencial de herramientas de corte. En la Fig. II.1 se observan las distintas partes de las que está compuesta una katana cuyo filo esta templado diferencialmente. Para ello se recubre parte del filo para producir un tratamiento térmico distinto en las dos zonas y, así, proporcionarle distintas propiedades mecánicas y estéticas.

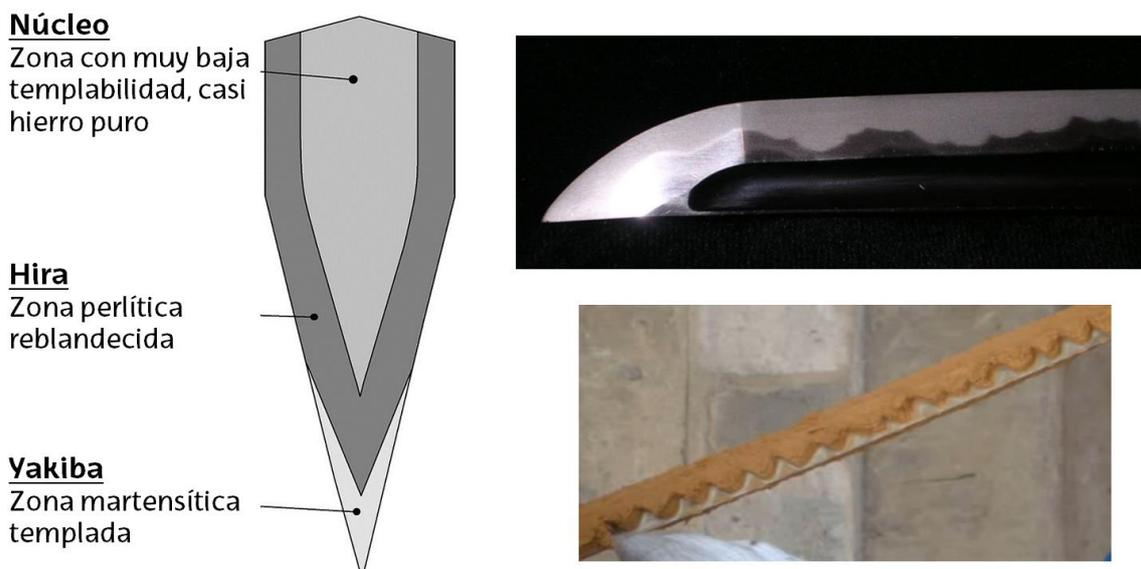


Fig. II.1: Partes que componen el filo de una espada al que se le ha realizado un temple diferencial adquiriéndole estética y funcionalidad

Una denominación diferente del proceso de temple es el término endurecimiento o "hardening". Este término, comúnmente utilizado en anglosajón para referirse al temple o "quenching", engloba más procesos que el endurecimiento del acero por formación de la fase martensita. Así, un material metálico puede endurecerse mediante cinco mecanismos distintos: endurecimiento por afinamiento (límite de grano), endurecimiento por deformación en frío (acritud), endurecimiento por solución sólida sustitucional o intersticial, endurecimiento por precipitación

(envejecimiento térmico) y, finalmente, endurecimiento por transformación martensítica (templado).

En general, la denominación de temple o templado se designa a un tratamiento térmico utilizado para incrementar la dureza de distintas aleaciones, principalmente compuestas por hierro y carbono (aceros y fundiciones). Este tratamiento consiste en formar martensita en la matriz del material, una fase de los aceros muy dura pero a la vez muy frágil. Por otro lado, para que una aleación de hierro se pueda temprar es fundamental que contenga carbono, ya que la fase martensita está formada por Fe y C. Cuanta más cantidad de carbono contenga el acero más dureza se consigue tras el templado. En este caso existe un límite en el contenido en carbono a partir del cual la fase martensita se encuentra saturada y no lo admite por lo que se forman carburos de hierro o grafito como es el caso de las fundiciones. Así, entre los materiales que se pueden temprar para formar martensita se encuentran los aceros al carbono, los aceros poco aleados, los aceros de herramientas muy aleados o las fundiciones. Pero, en ocasiones, se templan aceros aleados e inoxidables para minimizar la presencia de carburos en los bordes de grano o mejorar la distribución de la ferrita [Álvarez, 1992] [ASM, 2011].

Generalmente un tratamiento térmico de temple se divide en distintas etapas. La primera es un calentamiento global de la pieza en un horno hasta la temperatura de austenización. A continuación se mantiene a esa temperatura un tiempo en función de las dimensiones de la pieza hasta que en su núcleo se produzca la austenización completa del acero. Tras esto se enfría la pieza con un medio de enfriamiento externo que, dependiendo de la severidad de temple necesaria para cada material [Totten, 1993], puede ser agua, aceite o ventilación forzada, entre otros. Por último, para disminuir la fragilidad de los aceros tras el temple es necesario un tratamiento térmico de revenido. El revenido puede considerarse parte del tratamiento de temple, son complementarios, y consiste en aumentar la tenacidad del acero a cambio de disminuir la dureza y la resistencia. Este tratamiento no requiere de un enfriamiento controlado, así que no depende de la velocidad de enfriamiento, pero los resultados son función de la temperatura y del tiempo del tratamiento.

Así, un ensayo comúnmente aceptado para determinar la templabilidad, o capacidad de temprar en profundidad, de los aceros es el ensayo Jominy. Por un lado, como se ha comentado anteriormente, un parámetro crítico al realizar el

proceso de temple es la velocidad de enfriamiento, siendo en una pieza de grandes dimensiones diferente en la superficie de la pieza que en el núcleo de está. Por otro lado, el ensayo Jominy consiste en calentar una barra cilíndrica de un determinado diámetro hasta la temperatura de austenización y enfriarla mediante un fluido a presión únicamente por una de las dos superficies planas del cilindro. Así, midiendo las distintas durezas a lo largo de la longitud del cilindro se determina la profundidad a la que ha llegado el temple en función de la velocidad de enfriamiento.

II.2. TEMPLE POR LÁSER

Los tratamientos térmicos por láser, entre los que se encuentra el temple, fueron unos de los primeros procesos láser en probarse a mediados de los 60. Este tipo de procesos se probaron sobre aceros y aleaciones férricas por investigadores de EEUU y de Japón, pero su incorporación a la industria no ha llegado hasta principios de este siglo, siendo más tardía que otros procesos como el corte o la soldadura por láser. Esto se debe a la dificultad que supone controlar en todo momento la temperatura de la pieza y a la gran complejidad que conlleva la puesta a punto de estos procesos, con tablas tecnológicas que tienen en cuenta variables como la velocidad de avance, la temperatura del tratamiento térmico y la geometría local que se quiere tratar. El objetivo final de estos tratamientos térmicos superficiales es obtener una dureza en un determinado espesor requerido. A este objetivo hay que añadir una condición como la ausencia de fusión superficial. Esta condición es obvia en su formulación, pero conlleva a un control del proceso muy complejo.

Así, la progresiva incorporación industrial de los procesos de tratamiento térmico por láser ha estado estrechamente ligada al desarrollo de principalmente cuatro sectores:

- La industria de los generadores láser. En sus comienzos se empezó a temprar con láseres de CO₂. Más tarde, debido a su alta eficiencia y a su nivel de desarrollo óptico, con generadores láser de Diodos de Alta Potencia. En los últimos años, con la aparición de los láseres de fibra y la tendencia actual hacia el multi-tasking, se están empezando a ver tratamientos térmicos de temple, endurecimiento y/o revenido con ópticas de escaneo y así aprovechar la versatilidad y eficiencia de las fuentes de estado sólido (láseres de fibra o disco) que además son capaces de soldar, cortar o aportar material entre otros procesos.
- El desarrollo de la industria óptica. Aunque para el temple por láser no es necesaria una buena calidad de haz, sí que se requiere una densidad de energía o fuente de calor lo más uniforme posible sobre toda la zona a tratar. Esto se consigue homogeneizando y transformando haces circulares en haces rectangulares de hasta 5 x 70mm² por medio de ópticas difractivas o espejos facetados en el caso de láseres de CO₂. Estas ópticas se describirán en el Apartado II.3.1.

- El desarrollo de las técnicas de pirometría de varios colores, ya que son sensores de respuesta rápida que permiten medir la temperatura real sin contacto, y en los que no es necesario introducir parámetros de ajuste como la emisividad.
- El desarrollo de la industria de control, automática y mecatrónica. Los controles en lazo cerrado en tiempo real, como puede ser el conocido control PID (Proporcional-Integral-Derivativo) han sido un avance necesario para industrializar el proceso de temple por láser.

Como resumen, a lo largo de este apartado se explicará con detenimiento en qué se basa el proceso de temple por láser, haciendo hincapié tanto en sus aplicaciones industriales como en los métodos alternativos temple para el endurecimiento superficial de los materiales. Además, se nombrarán los principios básicos de un láser así como las técnicas y desarrollos que rodean al proceso de temple por láser basadas en los cuatro sectores industriales mencionados anteriormente.

II.2.1. El láser en los procesos industriales

Desde sus inicios el láser ha estado ligado a la industria y a las demandas planteadas por ésta, las cuales han ido evolucionando a través de los años. Así, el láser es una herramienta clave que ha permitido el desarrollo de nuevos procesos de fabricación como el aporte de material por láser como concepto de fabricación aditiva, el corte o el marcado laser entre otros.

Haciendo una reseña histórica, aunque no está clara la autoría del primer láser, se puede afirmar que el acrónimo de la palabra LASER la definió Gordon Gould en 1957 cuando estaba trabajando en su tesis doctoral sobre los niveles de energía del talio excitado [Gould, 1957]. En la Fig. II.2: Izq. se muestra el primer documento donde aparece el acrónimo LASER. Por otro lado, Theodore Maiman desarrolló en 1960 el primer láser funcional. Se trataba de un láser de estado sólido, que utilizaba un rubí como medio activo [Maiman, 1960]. En la Fig. II.2: Dcha. se muestra el primer laser comercializado de rubí por la empresa Korad, la *serie #001 del modelo RL - 4KCS*, que está basado en el láser de Maiman. A partir de entonces el láser ha sufrido diversas etapas de desarrollo hasta llegar a ser hoy en día una herramienta indispensable para diversos procesos industriales.

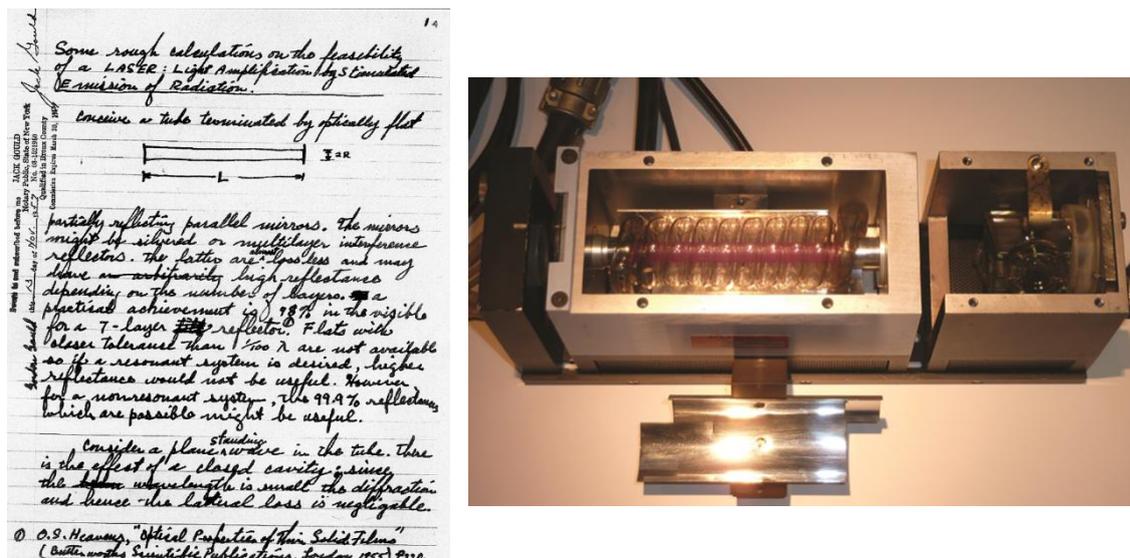


Fig. II.2: Izq. Primer documento donde aparece el acrónimo LASER y su significado; Dcha. Primer láser comercial de rubí, modelo RL - 4KCS, vendido por la empresa Korad

A día de hoy, se puede afirmar que se ha producido un crecimiento inesperado de las aplicaciones láser en los procesos de fabricación. A las aplicaciones tradicionales del láser como son el corte, el marcado y la soldadura 2D, se le están sumando una serie de procesos que buscan las ventajas inherentes del láser como la selectividad en su aplicación, la alta calidad de proceso, la rapidez y la automatización, entre otras. El denominador común de estas nuevas aplicaciones es su empleo en piezas de alto valor añadido que se pueden encontrar en casi cualquier sector industrial. Por ejemplo, el canteado por láser (*laser edging*) de los muebles de cocina les proporciona un valor añadido que puede llegar a doblar el costo final de estas piezas debido a las mejoras de calidad y estética [HOMAG, 2016].

Además, dentro del grupo de aplicaciones novedosas, una gran parte de ellas se centra en el desarrollo de métodos de tratamiento superficial como son el pulido, el texturizado, el aporte o el tratamiento térmico por láser. El empleo del láser en estos procesos permite unas capacidades de proceso y posibilidades de diseño y características de las piezas impensables hace unos años. Así, el empleo de estas tecnologías en países como Alemania, Japón, USA o China está siendo creciente y exponencial.

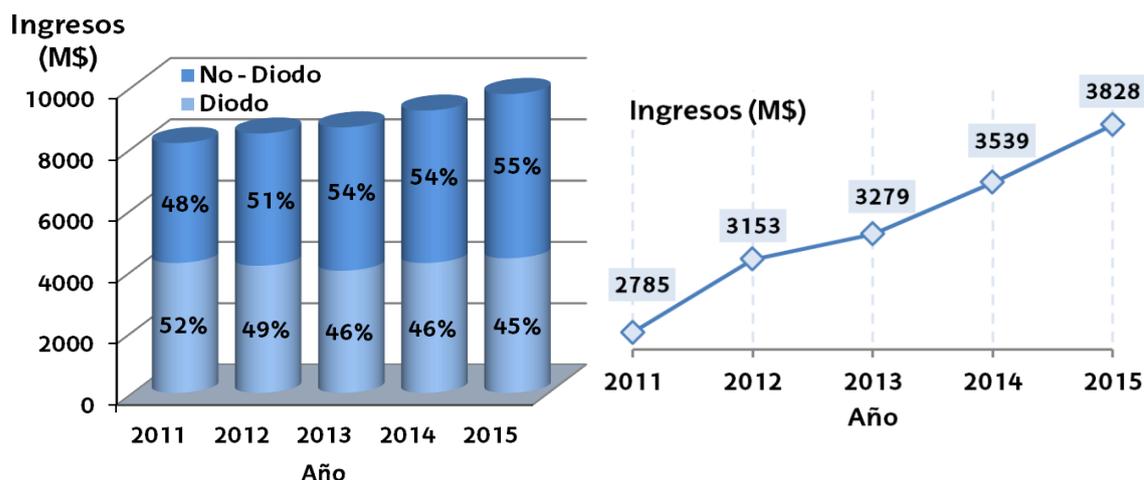


Fig. II.3: Izq. Ingresos mundiales en M\$ de los láseres divididos en los láseres de Diodo de baja potencia y los demás; Dcha. Ingresos en M\$ de los láseres para el procesamiento de materiales [Overton, 2015]

En la Fig. II.3: Izq. se observan los ingresos en el mercado recogidos en los últimos años por la venta de láseres. Estos ingresos están divididos en los originados por los láseres de Diodos de baja potencia empleados por la industria electrónica, y por otro lado los demás, donde están incluidos los usados para el procesamiento de materiales. En la Fig. II.3: Dcha. se muestran exclusivamente los datos de ingresos en M\$ procedentes de los láseres para el procesamiento de materiales. En este último caso también se encuentran incluidos los ingresos de los láseres usados en los procesos de fabricación aditiva, que han sufrido un gran incremento en estos últimos años.

A los procesos más tradicionales donde es conocido el uso del láser como el corte, marcado o la soldadura, se han unido otros procesos donde el láser permite obtener una calidad de proceso y competir en costes con otras aplicaciones más convencionales. En concreto, los principales procesos donde se está integrando el láser en la industria en la actualidad son los procesos de tratamiento y modificación de superficies. Procesos como el temple por láser, el texturizado láser o el aporte por láser, éste último conocido también por su denominación inglesa: Laser Metal Deposition (LMD). En general se trata de procesos con requisitos y condicionantes muy diferentes, sin embargo, tienen como denominador común su orientación al procesamiento de piezas de alto valor añadido y que en general presentan alta complejidad y requisitos de calidad muy estrictos. La idoneidad del láser en este tipo de piezas y procesos se debe fundamentalmente a tres motivos:

- El láser es una tecnología que permite trabajar en zonas muy localizadas, sin la necesidad de afectar térmicamente a una gran área. Además, suelen tratarse de procesos finales o cercanos a la forma final, en los que prácticamente no es necesario realizar ningún proceso de acabado.
- El coste de los equipos láser, aun siendo elevado, se ha ido reduciendo en términos relativos a lo largo de estos años, por lo que es más sencillo recuperar el coste de la inversión inicial, sobre todo si su uso se centra en componentes de alto valor añadido.
- Debido a la experimentación previa necesaria para ajustar los parámetros, puede darse un coste de producción mayor a tecnologías más conocidas, por lo que se recomienda el empleo del láser en piezas y procesos donde el láser pueda aportar una versatilidad que no se pueden conseguir con otros procesos, como son las piezas de alta complejidad.

Así, los procesos industriales que emplean láser han sufrido un incremento en su uso y se espera que esta tendencia continúe. Uno de estos procesos, y donde se centra este trabajo, es el proceso de temple por láser. Por ello, en el siguiente apartado se profundiza en la descripción de este proceso de tratamiento superficial localizado.

II.2.2. Definición del temple por láser

El temple por láser es un tratamiento térmico superficial basado en el calentamiento de una zona localizada de un material templable mediante una fuente láser y en un enfriamiento rápido posterior, consiguiendo una transformación metalúrgica local de la superficie tratada. Mediante este proceso se mejoran las propiedades mecánicas en la superficie del material templado, esto es, aumenta su resistencia al desgaste, su dureza y su vida a fatiga.

En la Fig. II.4 se muestra un esquema del proceso de temple por láser. Este proceso se basa en pasar un láser, a una potencia y a una velocidad controlada, por la superficie de un material apto para el proceso de endurecimiento superficial. El calentamiento que se le proporciona a la pieza junto con un enfriamiento controlado forma un área templada bajo la superficie de la pieza. Además, se forma

una zona afectada térmicamente, entre la zona templada y el material base, que no ha llegado a la temperatura de temple pero que ha sido calentada hasta una temperatura capaz de cambiar las propiedades del material base.

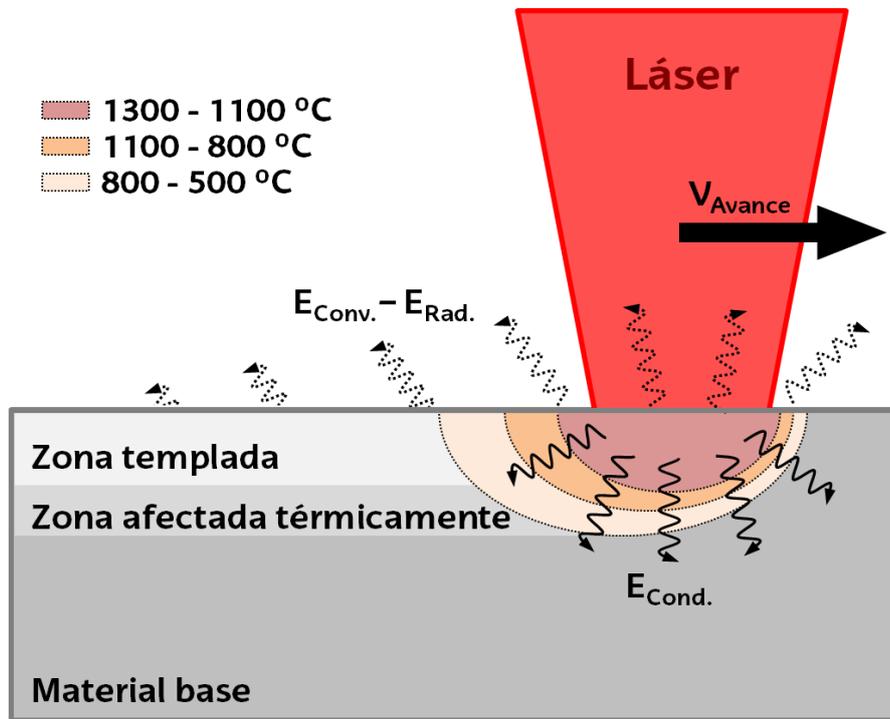


Fig. II.4: Esquema y fundamentos básicos del proceso de temple por láser

La principal ventaja frente a otros procesos de temple convencionales es la localización del tratamiento en zonas concretas de la superficie consiguiendo dejar intacto el núcleo de la pieza. Esta localización hace que las distorsiones en la pieza sean mínimas, pudiendo llegar en algunos casos a ser el último proceso de fabricación y no necesitar un mecanizado final post-tratamiento térmico. Además, otra de sus ventajas es que en la mayoría de los casos no requiere un medio de enfriamiento externo y, por ello, se puede integrar en un sistema automatizado, donde todo el proceso de temple por láser esté completamente monitorizado.

En la Fig. II.5 se observa un ejemplo de temple por láser de los bordes de una matriz de estampación de chapa para la industria del automóvil efectuado por la empresa GNCláser. El resultado del proceso es una matriz con el núcleo blando y dúctil, con pocas deformaciones térmicas debidas al temple, ya que está muy localizado, y con los bordes, que son los que realizan los máximos esfuerzos durante la estampación, duros y resistentes al desgaste.

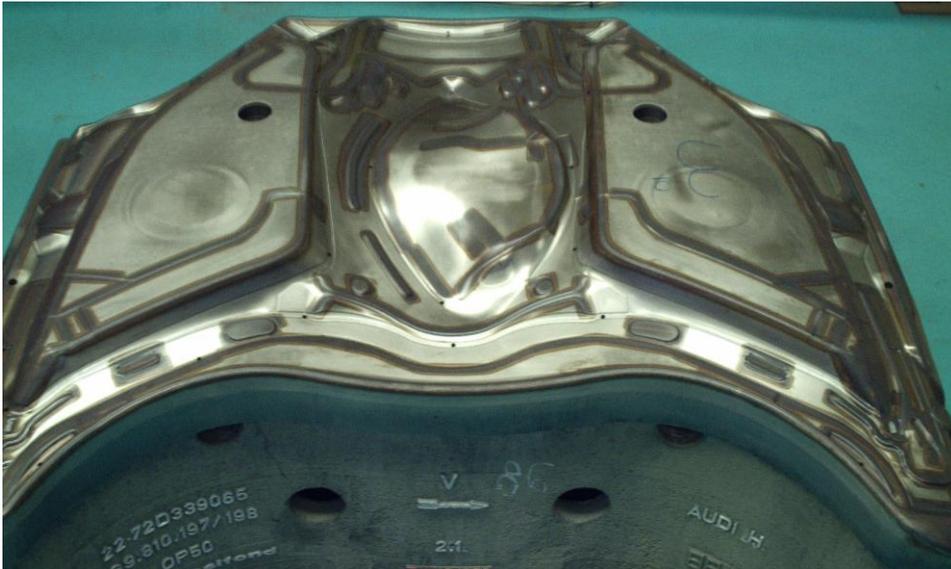


Fig. II.5: Temple por láser de los bordes de una matriz de automoción [GNCláser, 2016]

Para que una pieza o una zona localizada de ésta se temple por láser de forma correcta se han definido cuatro etapas, pasos y/o condiciones que deben de cumplirse y así obtener el temple requerido en valores de dureza y profundidad. En primer lugar son necesarias unas condiciones de inicio, tras esto una etapa de calentamiento, una etapa de enfriamiento y, para finalizar, una estabilización de las fases del material.

1. Condiciones del proceso

El primer paso es elegir adecuadamente los parámetros del proceso de temple por láser. Por un lado, la velocidad de avance entre el láser y la pieza debe de ser lo suficientemente baja para mantener la superficie un tiempo a la temperatura de temple y así llegar a la profundidad de temple requerida el tiempo necesario para que se produzca la transformación. Y, por otro lado, ser lo suficientemente alta para llegar a los requisitos de tiempo de proceso y para evitar sobrecalentamientos del núcleo de la pieza por sobreexposición del láser.

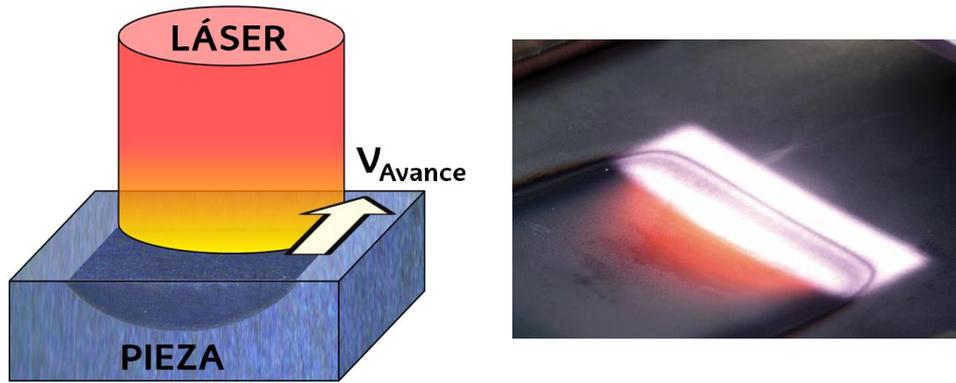


Fig. II.6: Izq. Esquema del proceso de temple por láser; Dcha. Haz de un láser de Diodos durante el temple [FRAUNHOFER, 2016]

Además, es necesario programar una potencia del láser que mantenga la superficie de la pieza con la suficiente temperatura para llegar a templarla pero insuficiente para llegar a fundirla. Por otro lado, tal y como se comentará más adelante, es común realizar las operaciones de temple por láser a temperatura constante. Para ello se introduce un control de la potencia del láser que depende de la temperatura que se mide durante el proceso.

2. Etapa de calentamiento

Tras la elección de las condiciones de proceso el siguiente paso es la etapa de calentamiento. Así, entendiendo el temple como el endurecimiento de un acero por la transformación a la fase martensita desde la fase austenita, durante el calentamiento es necesario llegar a la fase austenítica, a la temperatura de la línea A_{C3} , y sobrepasarla un poco para homogenizar debidamente sus componentes. En la Fig. II.7: Izq. se observa el diagrama bifásico Fe - C. En él, teniendo en cuenta el contenido en carbono del acero que se quiere templar, se puede saber la temperatura a la que se forma la fase austenita para calentamientos muy lentos. Por otro lado, en una gráfica Temperatura - Tiempo - Austenización (TTA) para un acero en concreto (Fig. II.7: Dcha) se observa que a velocidades de calentamiento rápidas, como es el caso del temple por láser, la temperatura a la que el acero austeniza aumenta con la velocidad de calentamiento.

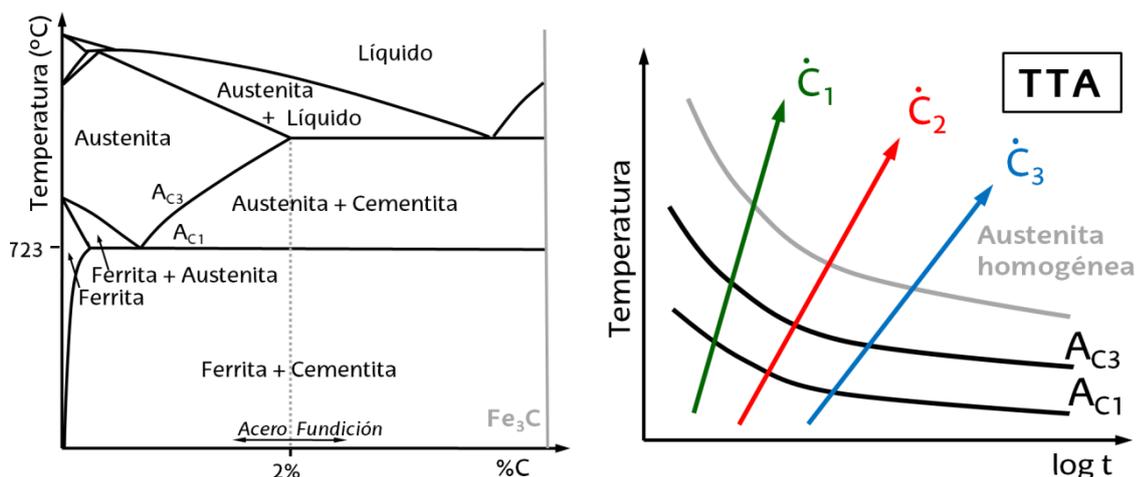


Fig. II.7: Izq. Diagrama de fases en función del contenido en carbono y de la temperatura; Dcha. Gráfica de Temperatura-Tiempo-Austenización (TTA) para el calentamiento

3. Etapa de enfriamiento

Tras el calentamiento, es necesario un enfriamiento que debe de ser conocido para saber las características de la dureza o fases resultantes tras el proceso de temple por láser. Así, para que se forme la fase martensita, el enfriamiento se realice a velocidades superiores a la crítica que se corresponde con la de la nariz bainítica. En la Fig. II.8 se representa un diagrama de Temperatura - Tiempo - Transformación (TTT) para el enfriamiento de un tipo de acero en concreto; en gris se representa la velocidad crítica de temple. Si la velocidad de enfriamiento es menor a la crítica se formarían otras fases con menor dureza y no se llega a templar el acero.

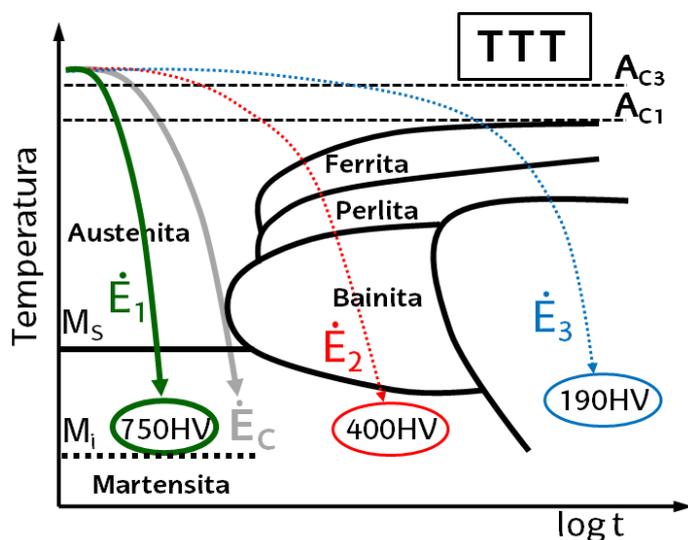


Fig. II.8: Gráfica de Temperatura - Tiempo - Transformación (TTT) para el enfriamiento

En el temple por láser, al ser un temple superficial de una zona localizada de la pieza, el resto de pieza sin calentar hasta altas temperaturas hace de medio de temple. Por ello, la pieza, mientras tenga las dimensiones suficientes para que no se produzca un sobrecalentamiento global, actúa como medio de temple con severidad infinita y el enfriamiento por conducción al resto de la pieza será casi instantáneo, a velocidades muy altas, dándose así el proceso de enfriamiento y temple sin necesidad de un medio externo.

4. Estabilización y dureza final

Para acabar, la dureza final dependerá de la temperatura a la que llegue la zona templada tras el enfriamiento, la de estabilización. Para que en el temple se forme el 100% martensita, sin austenita retenida, la temperatura final debe de ser inferior a la línea que se marca como martensita inferior (M_s) en la Fig. II.1.6. Esta línea depende principalmente del contenido en carbono del acero pudiendo estar en un rango de temperaturas muy variado pudiendo llegar a ser decenas de grados bajo cero [Totten, 1993].

El resultado de un corte transversal de la zona templada tras el proceso de temple por láser es una zona endurecida local bajo la superficie, normalmente en forma de medialuna, con una dureza equivalente a un proceso de temple convencional que puede llegar hasta a triplicar la dureza del material base. En la Fig. II.9 se observa el corte transversal de una pieza templada por láser con su diagrama de durezas. Además, entre la zona templada y el material base se observa una zona intermedia donde la dureza es mayor que la del material base pero menor que la de la zona templada. En esta zona durante el calentamiento el material ha empezado a austenizarse pero el cambio de fase no se ha completado al 100 %, por ello esta bajada de dureza parcial.

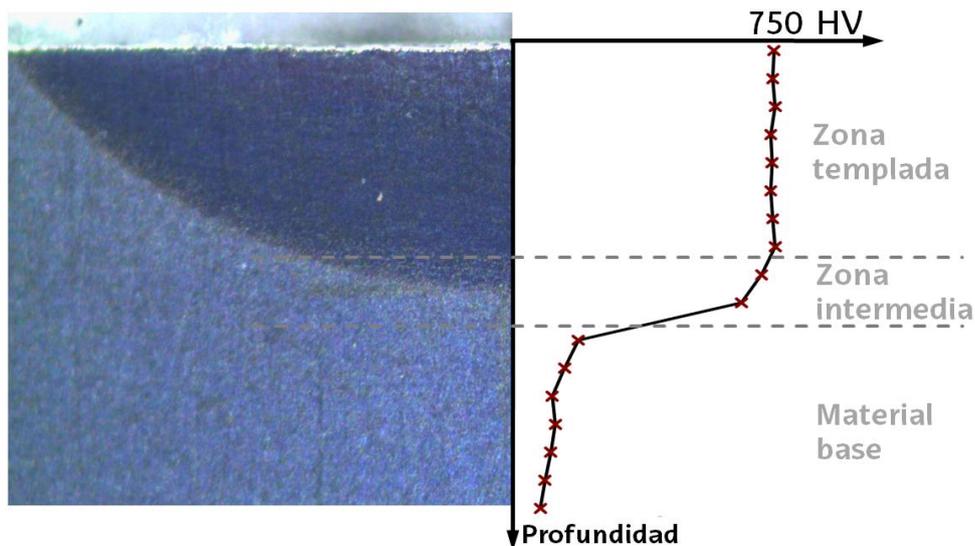


Fig. II.9: Corte transversal y durezas en profundidad sobre la superficie de una pieza templada por láser

II.2.3. Parámetros fundamentales de un haz láser

Tal y como se desprende del acrónimo LASER (Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation), el haz láser se fundamenta en la obtención de una radiación electromagnética mediante la excitación adecuada de un medio activo confinado en un resonador. El tipo de onda de radiación obtenida, así como el rendimiento del proceso, depende del medio activo empleado, existiendo diversos tipos de láser que hacen referencia a los distintos tipos de medios activos que se explicaran más adelante.

A diferencia de otro tipo de radiaciones, como la luz solar o la luz de incandescencia, la radiación láser presenta una serie de características propias: coherencia, monocromaticidad y colimación. Se trata de una radiación coherente porque todas las ondas emitidas tienen la misma amplitud, es monocromática porque todas las ondas tienen la misma longitud de onda y está colimada porque todas las ondas viajan en la misma dirección. Estas características hacen que sea posible lograr un haz láser de gran intensidad concentrado en un punto de tamaño muy reducido, pudiendo llegar a ser del orden de unas decenas de micras en los láseres de última generación. Esta elevada focalización del haz permite obtener densidades de potencia muy elevadas, que en un amplio número de aplicaciones llegan a valores alrededor de 10^{10} W/m^2 .

Además, al igual que en cualquier tecnología de fabricación, los procesos que utilizan la tecnología láser poseen una serie de parámetros que deben ser ajustados para cada tipo de láser, aplicación y material. La selección de estos parámetros determina la cantidad de energía que llega a la pieza y estos deben de ser controlados para provocar el efecto deseado sobre la pieza, ya sea calentar, fundir o evaporar el material, según la necesidad del proceso. Todos ellos son configurables, dentro del límite correspondiente que marca las capacidades del sistema, para una misma configuración de láser y máquina.

La puesta a punto de los parámetros que se explicarán durante este apartado determinan el proceso de fabricación. En la Fig. II.10 se observa la relación entre la densidad de potencia, el tiempo de interacción y la energía específica de los distintos procesos láser. Así, se observa que dos procesos extremos en cuanto a densidad de potencia y tiempo de interacción, cómo son el endurecimiento por ondas de choque (laser shot peening) y el endurecimiento superficial donde se engloba el temple por láser, tienen la misma energía específica de proceso.

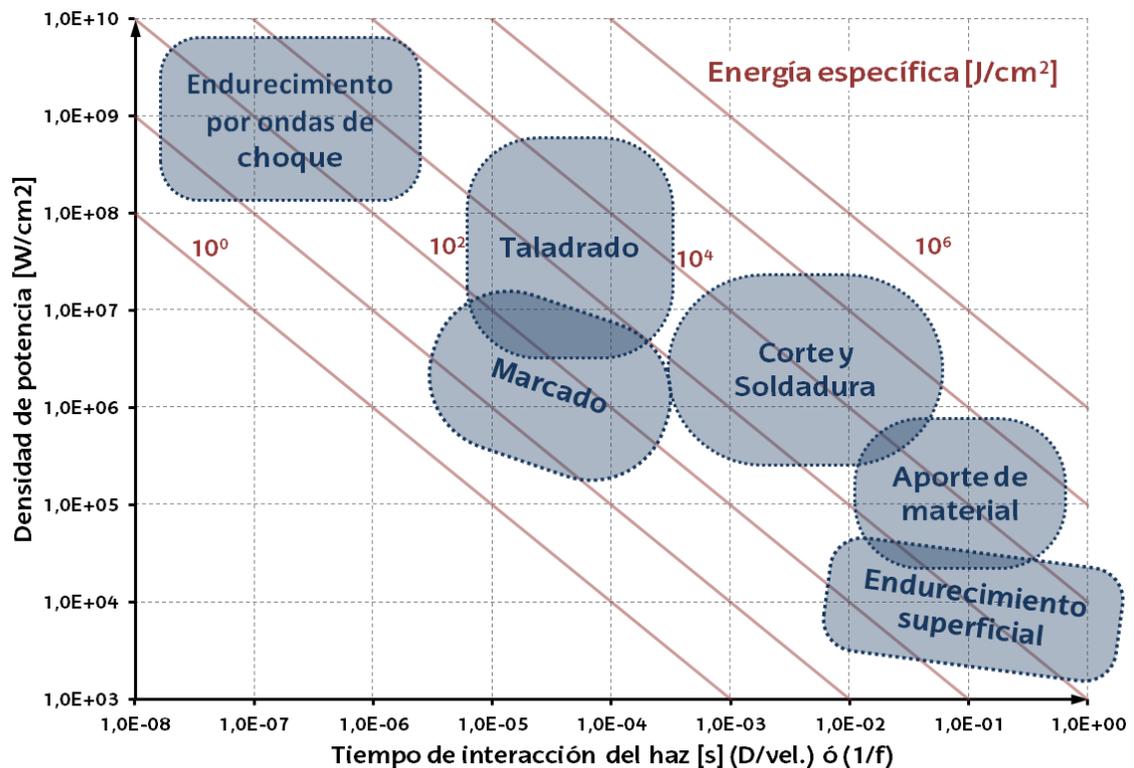


Fig. II.10: Procesos láser dependiendo del tiempo de interacción y la densidad de potencia

Los principales parámetros de operación son:

Potencia del haz

Representa la potencia que es capaz de suministrar el generador láser (P). Se mide como la energía disponible en el haz por unidad de tiempo, en vatios. La potencia total se distribuye dentro del área del haz de diferentes formas, según las características de la fuente y el modo de operación. El valor máximo de potencia de los láseres convencionales actuales puede variar desde los mili vatios [mW] de los láseres de diodos utilizados en la industria electrónica hasta las decenas de kilovatios [kW] de los láseres de CO₂ o de fibra de uso industrial.

La potencia es el principal parámetro que se mira a la hora de elegir un láser para un proceso de fabricación y es lo que hace variar el precio del láser, dentro de láseres de un mismo tipo y marca. No es aconsejable trabajar con potencias inferiores al 5 - 10 % de la potencia máxima del resonador láser ya que se pueden producir inestabilidades.

Frecuencia - Régimen de trabajo (Duty Cycle)

Los láseres pueden trabajar en *régimen continuo* o en *régimen pulsado*. Al trabajar en régimen pulsado el láser se pulsa a una frecuencia (f_p) o un periodo (T_p^*) determinado.

Por otro lado, el ciclo de trabajo, ciclo útil o duty cycle (DC) es la relación que existe entre el tiempo en que el láser se encuentra en estado activo en cada periodo y el periodo de bombeo del mismo. Su valor se encuentra comprendido entre 0 y 1, y un ciclo de trabajo de valor uno se corresponde con un régimen continuo. El ciclo de trabajo viene dado por la Ec. II.1, donde T_p^* es el periodo de pulso y t_p es el tiempo del pulso donde el láser ha permanecido activado.

$$DC = \frac{t_p}{T_p^*} \quad \text{Ec. II.1}$$

En la Fig. II.11 se observan las diferencias en cuanto a efectos térmicos sobre la pieza y proceso de fabricación que se podría realizar con un láser de la misma potencia pero variando la frecuencia desde el modo continuo, donde el material simplemente se calienta, a trabajar en femtosegundos, donde el material sufre una sublimación sin capa afectada térmicamente [Mincuzzi, 2016] [Ukar, 2015].

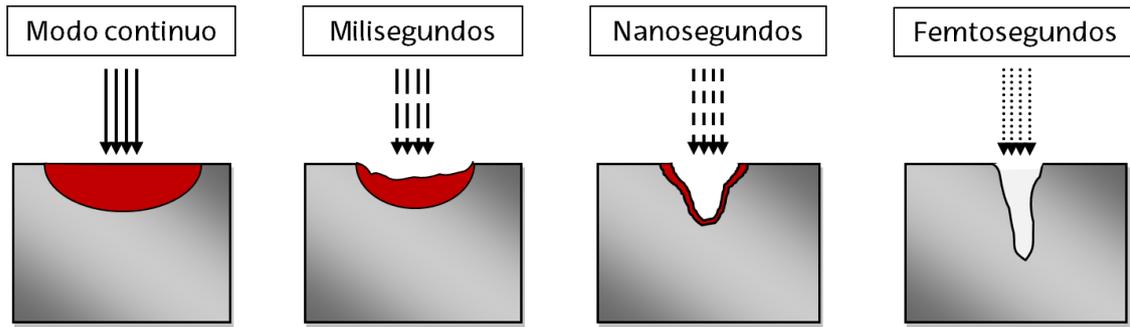


Fig. II.11: Efectos sobre el material de la frecuencia y del régimen de trabajo

Velocidad de avance

La velocidad de avance (v_f) es la velocidad con la que avanza el área total que está siendo tratada por el láser con respecto a la pieza. Se expresa en unidades de velocidad lineal y generalmente en mm/min. A veces se puede ver expresada en unidades de mm^2/min que se refiere al área barrida por unidad de tiempo para obtener un valor de productividad. Así, no es equivalente barrer a 60 mm/min con un haz de 1 mm de anchura que con un haz de 10 mm.

Su importancia, además de por ser una medida de la productividad del proceso, reside en que define el tiempo de interacción entre la fuente de calor y la pieza. En el proceso de temple por láser, a velocidades bajas la profundidad templada es mayor y también lo es el tiempo de conducción de calor por la pieza, lo que provoca mayor zona afectada térmicamente (Fig. II.12: Izq.). Por el contrario para velocidades altas el efecto es más superficial y es necesaria mayor potencia para que la temperatura en la superficie sea la misma (Fig. II.12: Dcha).

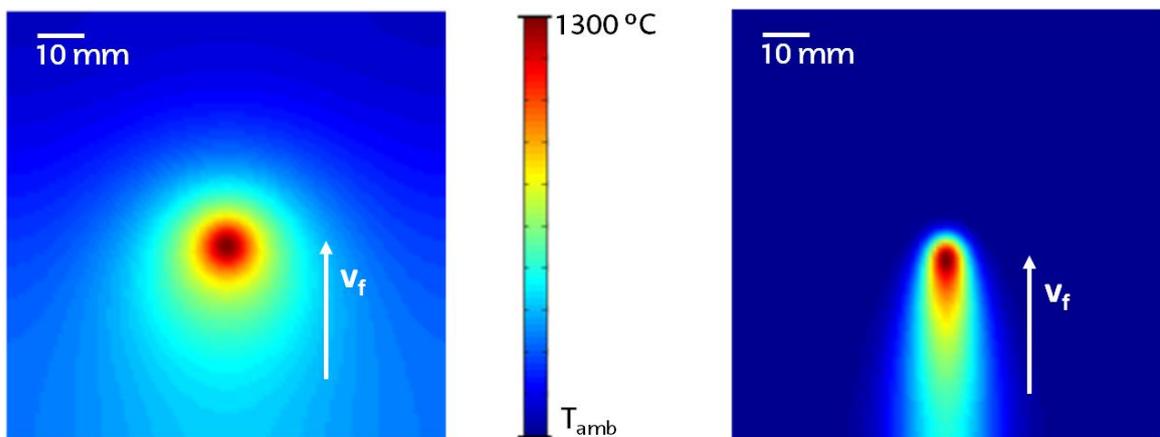


Fig. II.12: Izq. Campo térmico generado por un haz gaussiano a $v_f = 100 \text{ mm/min}$; Dcha. Campo térmico generado por un haz gaussiano a $v_f = 1500 \text{ mm/min}$

Diámetro del haz láser

El diámetro del haz láser (D_{PT}) depende del diámetro nominal en el plano focal (D_0) y de la distancia del plano de trabajo con respecto al plano focal (Z_{PT}). La posición del foco es la distancia desde la superficie de la pieza hasta el punto focal donde converge el haz láser. Este parámetro determina la concentración de energía que actúa sobre el material y por consiguiente su efecto sobre la pieza. Si se consideran las distintas secciones rectas de un haz láser a lo largo de su eje, habrá mayor concentración de energía en las secciones más pequeñas que son los planos más cercanos al plano focal. Dependiendo de las necesidades del proceso el plano focal se situará más o menos cerca de la superficie de la pieza llegando al límite en el que el láser está enfocado en cuyo caso la energía sobre la pieza es máxima y el área tratada mínima.

Una definición utilizada comúnmente es la de considerar el diámetro del haz como aquel en el que la energía del haz se ha reducido en un factor de $1/e^2$ (13,5 % del valor máximo de la energía). Esta definición deriva de la propagación de un haz gaussiano, por lo que es apropiado para láseres operando en modos próximos a este. Para los demás casos se utiliza aquel diámetro que incluye el 86 % de la energía del haz tal y como se indica en la norma UNE - EN ISO 11146 [ISO 11146, 2006].

En la Fig. II.13 se observan las diferencias durante el proceso al trabajar con la misma potencia en el plano focal y en un plano distinto del focal. En el plano focal será necesaria menor distancia entre pasadas y por consiguiente mayor número de pasadas para barrer una misma área, más tiempo de proceso, pero el efecto térmico sobre la pieza será mayor ya que la densidad de energía es mayor.

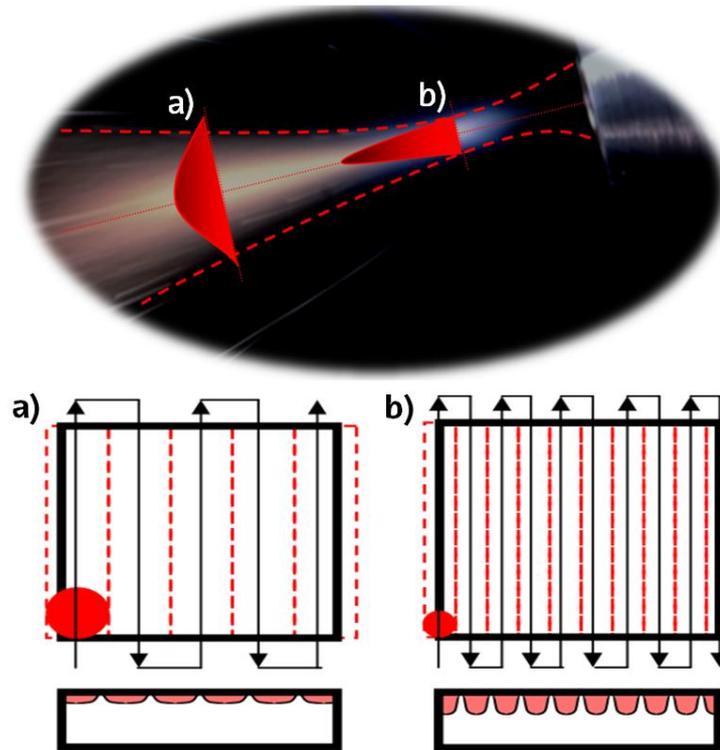


Fig. II.13: Efectos de una variación del plano de trabajo sobre la pieza debidos a una variación en el diámetro del haz láser

Densidad de potencia

La densidad de potencia (DP) es la potencia por unidad de área medida de forma distribuida en toda el área del haz. Se mide en W/m^2 o en W/cm^2 . Para obtener este parámetro, se parte de la potencia total del haz y de su tamaño en la zona de interacción con la pieza. Además hay que tener en cuenta el ciclo útil cuando se trabaja en régimen pulsado.

Densidad de energía

La densidad de energía (DE) es un indicador de la cantidad de energía por unidad de superficie que está siendo suministrada por el láser. Al igual que la densidad de potencia, es función de la potencia y del tamaño del haz y, además del tiempo de exposición de la radiación láser en cada punto de la superficie, es decir, inversamente proporcional a la velocidad de avance del haz láser. Se mide en J/m^2 o de forma más habitual en J/cm^2 . Además hay que tener en cuenta el ciclo útil cuando se trabaja en régimen pulsado.

Calidad de un haz láser

Como ya se ha comentado, los láseres se han convertido en la fuente energética elegida en un gran número de aplicaciones industriales. Así, más allá de parámetros puramente energéticos tales como la potencia o la densidad de energía, existen otros parámetros relacionados con la calidad del haz entre los que se encuentran la distribución energética del haz, la longitud de onda, la longitud de foco (distancia de Rayleigh) o el *Beam Parameter Product* (BPP). En la Fig. II.14 se observan algunos de estos parámetros que se comentarán más adelante.

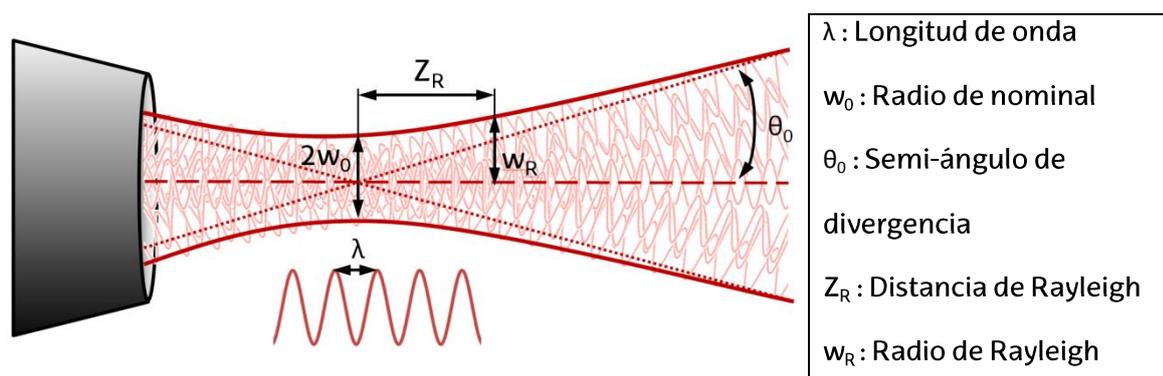


Fig. II.14: Variables intrínsecas de un haz láser que determinan su calidad

En términos generales se dice que un láser tiene buena calidad si es capaz de concentrar la energía en una zona lo más pequeña posible, mientras que un láser de baja calidad no puede focalizarse en una zona pequeña. De esta forma, hay procesos donde se requiere un láser de alta calidad, como en el marcado y en el corte por láser, mientras que en otros procesos es conveniente utilizar láseres de baja calidad o donde la calidad no es un factor importante a la hora de elegir un láser, como es el caso del temple por láser.

Por último, antes de explicar los parámetros de calidad de haz, decir que existen en el mercado instrumentos capaces de medir las características intrínsecas de un haz láser. Estos aparatos se denominan analizadores de haces y son capaces de caracterizar perfiles de un haz láser de alta potencia no sólo en diámetro, sino que también su forma detallada y su divergencia [Kubiak, 2015]. En las normas UNE - EN ISO 11146 [ISO 11146, 2006], UNE - EN ISO 11554 [ISO 11554, 2007] y UNE - EN ISO 13694 [ISO 13694, 2001] se explica detalladamente cómo medir los distintos parámetros que caracterizan un haz láser.

Longitud de onda

La longitud de onda (λ) es un parámetro característico de cada tipo de láser y se refiere a la longitud de la onda de luz monocromática que forma el haz láser. Los casos típicos en la industria incluyen el láser de CO₂, con una longitud de onda de 10,6 μm y los láseres de estado sólido y semiconductores con una longitud de onda de 1 μm aproximadamente. Este parámetro, a pesar de que está fijado por el tipo de láser y no se puede modificar, es importante ya que los materiales presentan diferentes grados de absorción de energía para cada longitud de onda. Así, en la Fig. II.15, se muestran las curvas de absorción de energía en función de la longitud de onda irradiada para distintos metales. Por un lado, la curva 1 presenta los valores para cobre, oro o aluminio entre otros. Por otro lado, la curva 2 presenta los valores de absorción para el hierro, níquel o los aceros en general. Así, los aceros presentan una absorción mayor que otros metales para las longitudes de onda donde trabajan los láseres comerciales [Kaldos, 2004].

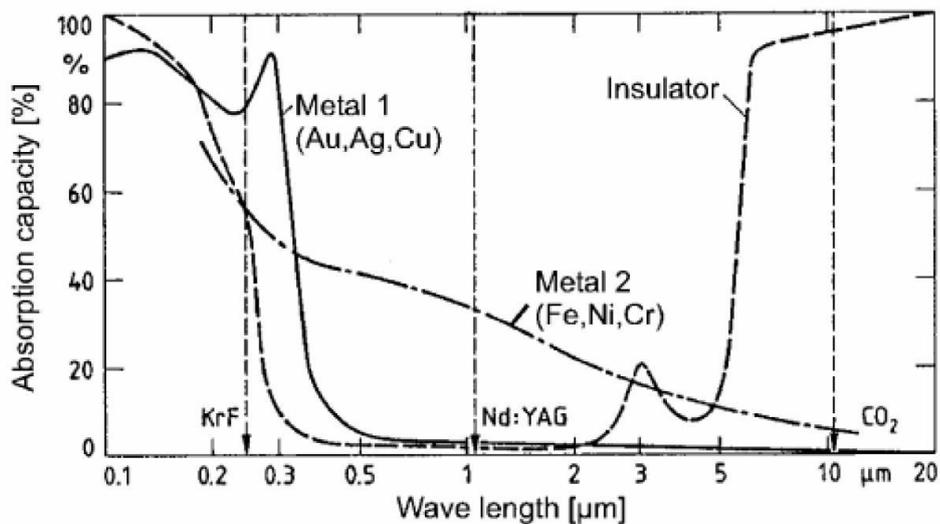


Fig. II.15: Grados de absorción de energía para diferentes metales [Kaldos, 2004]

BPP (Beam Parameter Product)

El *Beam Parameter Product* (BPP) es válido para cualquier tipo de láser por lo que actualmente es el parámetro más usado para medir la calidad de un generador láser. Tiene en cuenta las dos características o parámetros que definen la calidad de un haz láser, que la energía se concentre en el punto más pequeño posible y que esta concentración se prolongue la máxima distancia posible sin que diverja.

Para haces con distribuciones de energía no circulares puede darse el caso de que el BPP sea diferente en las dos direcciones.

Así, el BPP se define como la multiplicación del diámetro del haz láser por su semi-ángulo de divergencia y se mide en unidades de mm.mrad. El BPP es constante para un mismo generador láser en cualquier parte del camino óptico del haz, después del resonador o después de la óptica focalizadora. Por ello, se cumple que:

$$BPP = 2w_0 \cdot \theta_0 = D_0 \cdot \theta_0 = D_{PT} \cdot \theta_{PT} \quad \text{Ec. II.2}$$

Profundidad de foco - Distancia de Rayleigh

La distancia de Rayleigh (Z_R) es la distancia en la dirección de propagación del haz láser donde el radio del foco se ha incrementado un factor de raíz de dos. Para haces circulares, el plano donde ocurre esto también se define como el plano donde el área del haz se dobla respecto al área en el plano focal.

Este valor da una idea de la profundidad de foco o, en otras palabras, de lo preciso que debe de ser el posicionamiento de la pieza respecto al láser para no cometer demasiados errores, ya que en esa profundidad no varía demasiado. Así, la distancia de Rayleigh se define mediante la siguiente ecuación:

$$Z_R = \frac{\pi \cdot w_0^2}{\lambda} \quad \text{Ec. II.3}$$

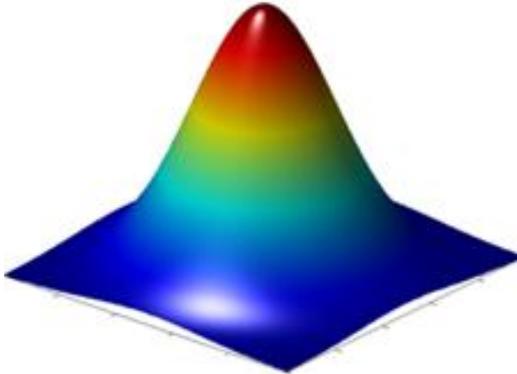
Distribución de energía en el haz láser

Se le denomina distribución de energía en el haz láser a la forma geométrica en la que se distribuye la energía dentro de un haz láser, como se distribuye en secciones transversales a la dirección de propagación del haz. Esta distribución energética también se denomina modo en láseres circulares y estos se clasifican con las siglas TEM_{mn} .

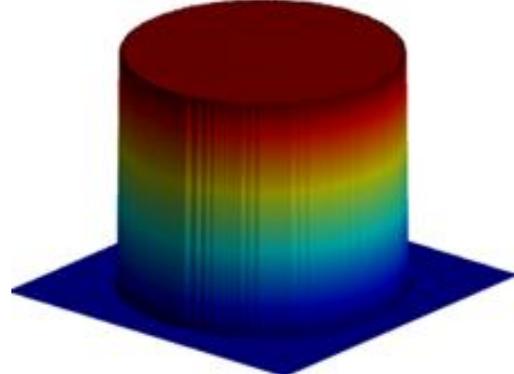
En la Fig. II.16. se observan las formas de las distintas distribuciones de energía que se dan en los láseres industriales. La distribución Gaussiana (modo TEM_{00}) se corresponde con una energía en la sección transversal del haz en forma de campana de Gauss. En esta distribución la máxima densidad de energía se encuentra en el centro del haz láser y es la más común en los láseres industriales. En cambio, la distribución de centro frío (modo TEM_{01}) tiene una distribución en forma de toroide típica de los láseres de CO_2 . En ella la máxima densidad de energía se

encuentra en los extremos siendo prácticamente nula en el centro. Por lo general, la distribución multimodal es una combinación de la gaussiana, la toroide y de otras distribuciones más complejas.

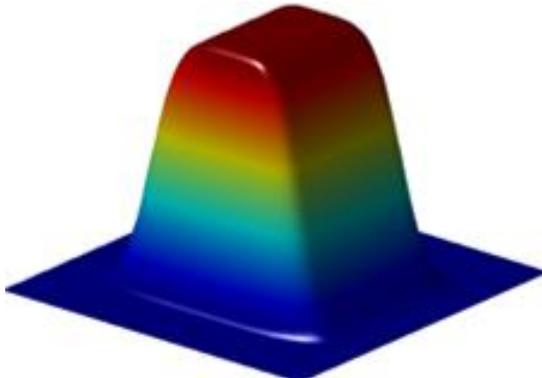
Distribución Gaussiana



Distribución cilíndrica uniforme



Distribución Top-Hat



Distribución de centro frío

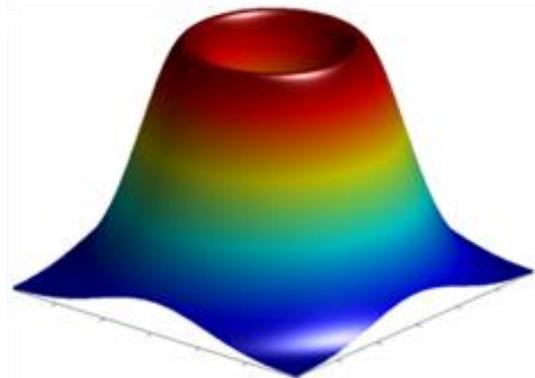


Fig. II.16: Formas de las distintas distribuciones de energía que se dan en los láseres industriales

Por otro lado se encuentra la distribución cilíndrica uniforme que sería la ideal a la salida en un láser de fibra o de una fibra de guiado cilíndrica. En esta distribución la energía es constante en todo el haz láser obteniendo un campo térmico más controlado en la pieza tratada por láser.

Por último, en la Fig. II.16 se encuentra la distribución Top - Hat que es la típica de los láseres de diodos de alta potencia (HPDL). Esta distribución suele ser de baja calidad pero la forma rectangular ofrece una energía constante a lo largo de todos los puntos de la pieza en una sección perpendicular a la dirección de avance. Para obtener más información de las ecuaciones de los distintos tipos de densidades de energía consultar el Anexo A2.

Por otro lado, el hecho de tener distintas formas en la distribución de energía del haz hace posible disponer de distintos calentamientos en las piezas que se pueden adecuar más a un proceso/geometría o a otro [GIBSON, 2009]. Por ejemplo, en la Fig. II.17: Izq. se simula el calentamiento de una pieza plana durante una pasada a velocidad de avance de 400 mm/s con una distribución gaussiana y, por otro lado, en la Fig. II.17: Dcha. se simula el calentamiento, a la misma velocidad de avance, con una distribución en forma de Top - Hat. Se observa que, para una temperatura máxima equivalente en los dos casos, en el haz gaussiano el calentamiento es mucho más localizado, el enfriamiento es más rápido y la potencia necesaria para llegar a esa temperatura máxima es menor. Así, un haz gaussiano se utiliza para procesos como el corte, soldadura o texturizado por láser mientras un haz con forma de Top - Hat se utiliza para procesos superficiales como el calentamiento, el temple o el recargue por láser.

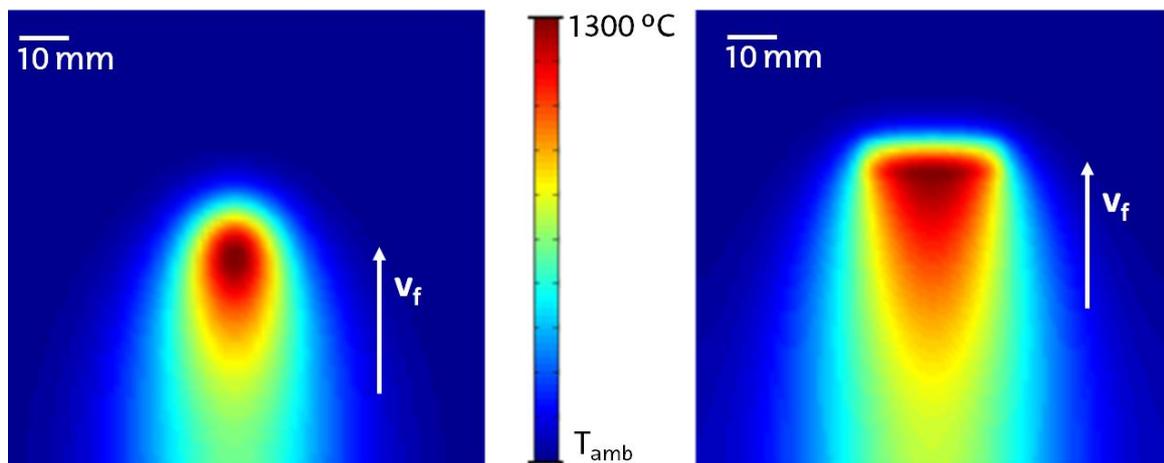


Fig. II.17: Izq. Campo térmico generado por un haz gaussiano a $v_f = 400$ mm/min; Dcha. Campo térmico generado por un haz con forma Top - Hat a $v_f = 400$ mm/min

En el caso del temple por láser la temperatura durante el proceso debe de mantenerse entre unos valores un cierto tiempo, cuanto mayor sea este tiempo la profundidad de temple será mayor. Por ello, para mejorar el proceso, se diseñan distribuciones de energía con un frente caliente en el lado de la velocidad de avance y una cola fría como la de la Fig. II.18: Izq. En la Fig. II.18: Dcha. se observa la diferencia en la temperatura con una distribución de energía rectangular (línea rayada) y una con frente caliente (línea continua). A pesar de tener los dos una temperatura máxima equivalente, la distribución con frente caliente hace que la pieza se encuentre un tiempo considerablemente mayor por encima de la

temperatura de temple sin llegar al punto de fusión del material y consecuentemente la zona templada es mayor.

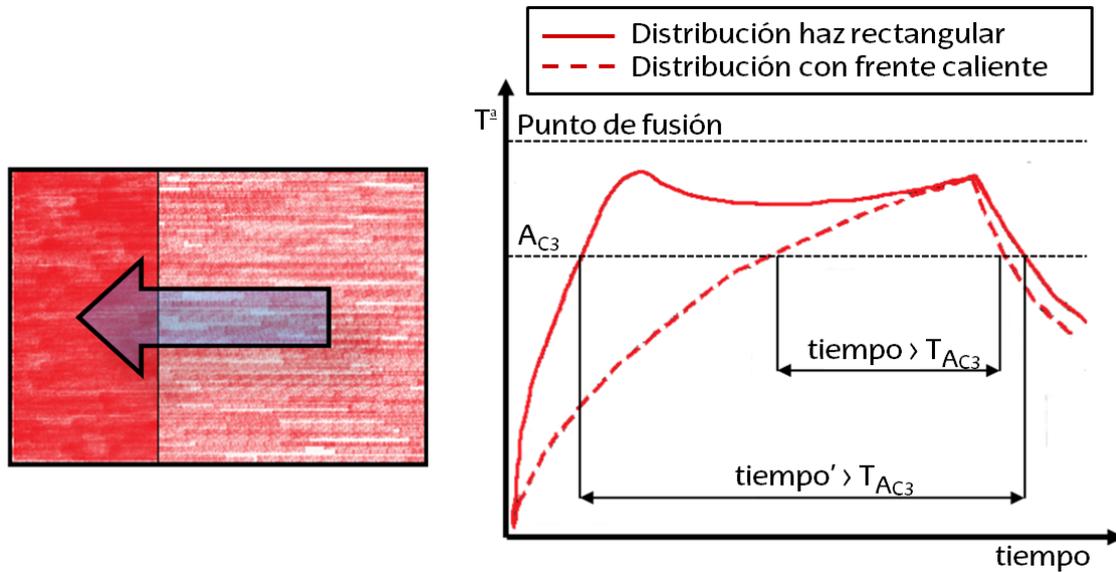


Fig. II.18: Izq. Densidad de energía con frente caliente en el lado de la velocidad de avance; Dcha. Diferencia en la temperatura entre un haz rectangular y uno con frente caliente

II.2.4. Láseres industriales

Los tipos de láseres que existen en el mercado son muy variados y sus aplicaciones van desde la sensorización o iluminación hasta el sector industrial o la medicina. Diversas aplicaciones y muchos tipos de láseres, pero no hay una definición concreta del tipo de láser utilizado industrialmente para cada proceso.

La forma más común de clasificar los láseres de alta potencia, y que es la que se usará en este trabajo, es según el estado de su medio activo: semiconductor, sólido o gaseoso. En el procesamiento industrial de piezas metálicas los láseres más extendidos son los semiconductores de diodos de alta potencia, los sólidos de Nd:YAG en sus distintas configuraciones y los de resonadores gaseosos de CO_2 .

En cuanto a la tendencia general del uso de los distintos tipos de láser para procesos industriales hay un incremento notorio de los láseres de fibra. En la Tabla II.1 se observa que los ingresos aportados por los láseres de fibra en el año 2015

respecto al 2014 han aumentado un 14 % siendo cada vez mayor la distancia con respecto a los de CO₂.

Tab. II.1: Ingresos anuales de los láseres industriales (M\$) [Overton, 2015].

Tipo de láser	2013	2014	%	2015	%
CO ₂	863 M\$	884 M\$	2 %	877 M\$	1 %
Estado sólido (no fibra)	456 M\$	444 M\$	-3 %	431 M\$	-3 %
Fibra	841 M\$	960 M\$	14 %	1085 M\$	13 %
Otros	327 M\$	343 M\$	5 %	366 M\$	7 %
Total	2487 M\$	2631 M\$	6 %	2759 M\$	5 %

Láseres de CO₂

El láser de CO₂ es un tipo de láser que utiliza una mezcla de gases como medio activo. Concretamente se trata de una mezcla de dióxido de carbono, nitrógeno y helio. Esta mezcla de gases que circula por el resonador se excita por una descarga eléctrica provocando una emisión de fotones (Fig. II.19). El haz láser generado tiene una longitud de onda de 10,6 μm, siendo su índice de absorción de energía en los materiales metálicos muy bajo. Este bajo índice de absorción en metales se suplre con las altas potencias conseguidas (hasta 20 kW).

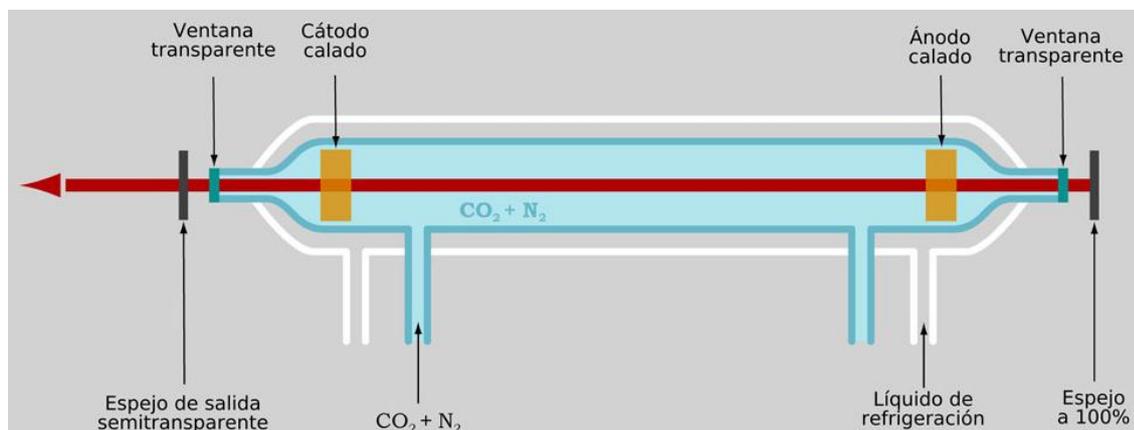


Fig. II.19: Partes básicas que integran un resonador de un láser de CO₂

Además del bajo índice de absorción en metales, otra gran desventaja de los láseres de CO₂ es que no pueden ser guiados mediante fibra óptica por lo que requieren sistemas de guiado ópticos basados en espejos. Un guiado por espejos es un guiado muy poco flexible que necesita un ajuste preciso de todos sus elementos.

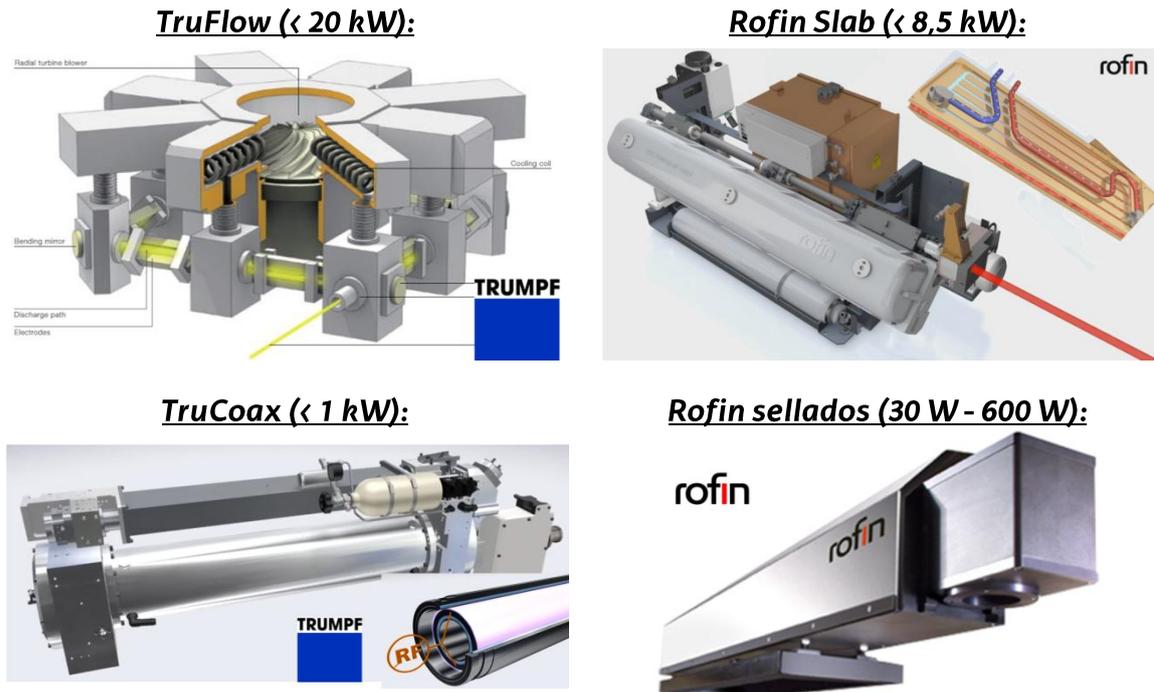


Fig. II.20: Esquemas de los resonadores de los láseres de CO₂ [TRUMPF, 2016] [ROFIN, 2016]

Existen varios tipos de configuraciones de generadores/resonadores de CO₂ dependiendo de la forma de recircular la mezcla de gases en su interior y de cómo se excita esta mezcla dando lugar a potencias y tamaños muy diversos (Fig. II.20). Las principales marcas que distribuyen láseres de CO₂ son las alemanas Trumpf [TRUMPF, 2016] y Rofin [ROFIN, 2016]. Hay que mencionar que los láseres de CO₂ de alta potencia para trabajar con metales están bajando sus ventas en contra de los nuevos láseres de fibra. Por ello, hoy en día el de máxima potencia que se puede encontrar en el mercado es el TruFlow de 20 kW cuyo flujo de gases es recirculado axialmente movido por un impeler.

Láseres de estado sólido

Los láseres de estado sólido son aquellos que utilizan un cristal dopado como medio activo. Entre ellos, en los láseres industriales, los más utilizados son los generadores de Neodimio - YAG (Nd: YAG) en sus diferentes configuraciones. El medio activo es un cristal YAG (Yttrium Aluminium Garnet) dopado con neodimio trivalente que emite cerca del infrarrojo (1064 nm). Las distintas geometrías de este cristal así como su bombeo y refrigeración se observan en la Fig. II.21. Así, entre las geometrías del cristal más comunes están las de forma de disco, barra, slab o fibra. El bombeo del cristal es mediante diodos de baja potencia y la refrigeración puede

ser por conducción, con agua, con gases o no estar refrigerada como es el caso de los láseres de fibra.

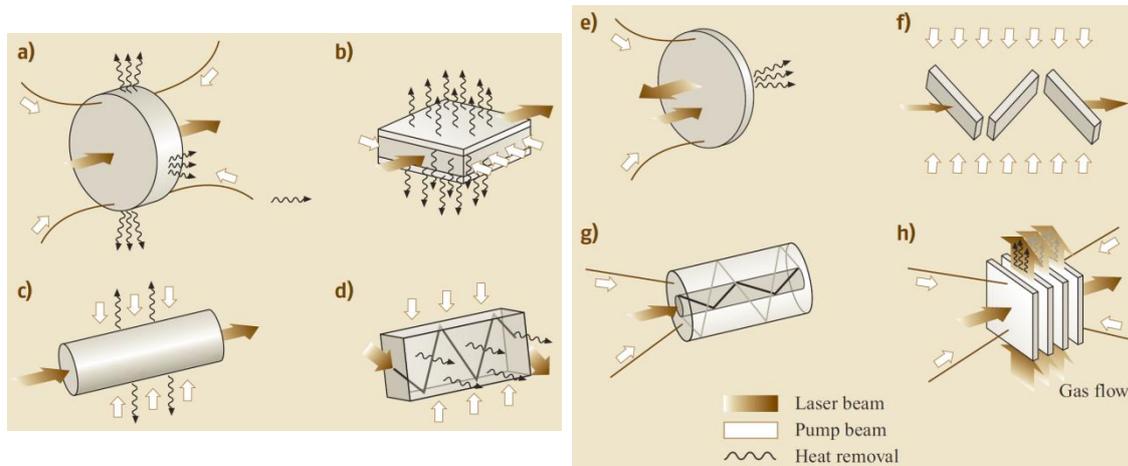


Fig. II.21: Distintas configuraciones del resonador de un láser en estado sólido [Träger, 2007]

Así, en el mercado actual los láseres en estado sólido más utilizados en procesos industriales que requieran alta potencia son los láseres de disco (Fig. II.21 e)) y los láseres de fibra (Fig. II.21 g)).

En los láseres de disco se parte de un medio activo de estado sólido en forma de barra. Esta barra se secciona en una serie de discos que por una de sus caras son refrigerados y que por la otra son radiados con un haz de diodo para lograr la excitación del medio [Vetrovec, 2004] [Löffer, 2013]. Disponiendo estos discos de modo circular es posible dotarlos de la inclinación adecuada para que todos los discos focalicen el haz en un mismo punto dando lugar al haz de salida que es guiado hasta la zona de trabajo mediante una fibra óptica (Fig. II.22). Se trata de una tecnología que permite tanto una refrigeración como una excitación óptima del medio activo lo que se refleja en el aumento de rendimiento energético, llegando al 30% frente al láser de Nd: YAG de barra que podía ser inferior al 15%.

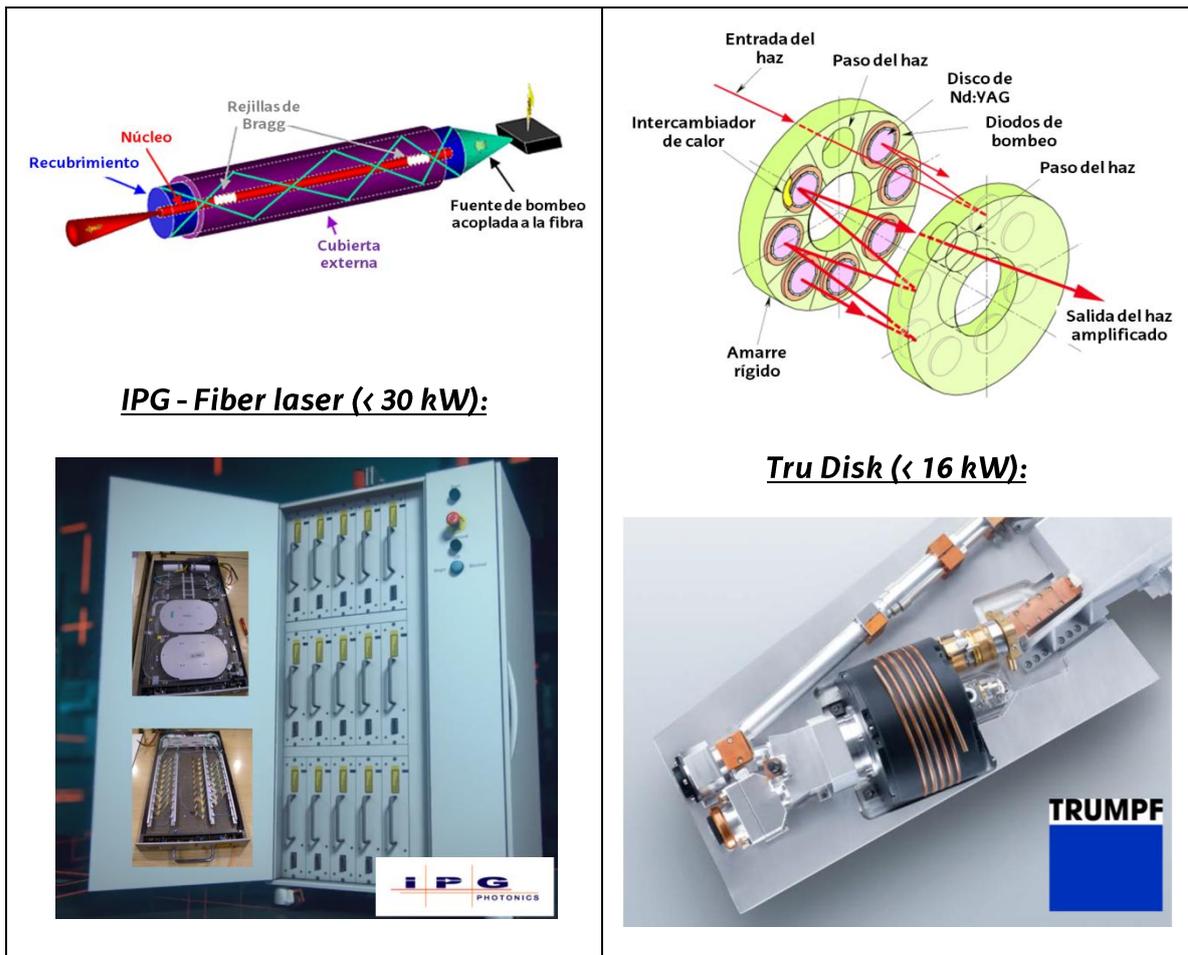


Fig. II.22: Resonadores del láser de fibra y del láser de disco [IPG, 2016] [TRUMPF, 2016]

Los **láseres de fibra** con una configuración del generador en forma de fibra son los que mayor auge están obteniendo en los últimos años, siendo los más vendidos para procesos industriales de alta potencia. Esta tecnología se basa en “estirar” la barra de Nd:YAG hasta conseguir una fibra de tan sólo unas micras de diámetro lo que permite una refrigeración más eficaz. Así, el resonador puede llegar a tener kilómetros de longitud. Esta fibra de cristal dopado se recubre con otra de distinto índice de refracción. Como se muestra en la Fig. II.22, el conjunto se bombea en un extremo mediante un láser de diodos de baja potencia. Debido a la diferencia de índices de refracción el haz láser de alta potencia de $1,06 \mu\text{m}$ viaja por el núcleo dopado mientras que el láser de diodos de baja potencia se propaga a través del recubrimiento, lo que permite excitar el elemento dotado a lo largo de toda la fibra.

La potencia de estos láseres depende de la longitud de la fibra generadora por lo que existen diseños de generadores de fibra que alcanzan los 30 kW [IPG, 2016]. Además, otra ventaja reseñable es que se trata de equipos relativamente compactos y de bajo coste con muy buena calidad de haz, BPP de 1 mm.mrad

[Kratky, 2009]. Esta tecnología sigue en periodo de desarrollo y la venta de estos tipos de láseres para procesos industriales está aumentando considerablemente.

Láseres semiconductores de diodos de alta potencia

Los láseres de diodos de alta potencia son los más utilizados para tratamientos superficiales debido a su alta eficiencia (40% - 60%) y a que normalmente para estos procesos no son necesarias altas calidades de haz.

El principio de funcionamiento de estos láseres son semiconductores de Galio-Arsénico. Estos elementos se combinan en lo que se llama "barra láser" para conseguir unas superficies de emisión compuestas de una línea dividida en distintos puntos de emisión. En base a montar un número suficiente de barras láser se crea un *stack* de diodos y combinando distintos *stacks* se pueden conseguir potencias de miles de vatios. Entre cada dos barras consecutivas del *stack* se introducen elementos de refrigeración.

La luz que emite un diodo no es una luz láser, ya que a pesar de emitir con una longitud de onda constante tiene una divergencia de $70^\circ - 90^\circ$ en el eje rápido (también conocido como *Fast Axis Collimation* o FAC) y de unos 10° en el eje lento (también denominado *Slow Axis Collimation* o SAC). Esto hace necesario colimarla para convertirla en luz láser coherente. La colimación se realiza por medio de diferentes tipos de lentes en dos fases, primero en el eje rápido y posteriormente en el eje lento (Fig. II.23).

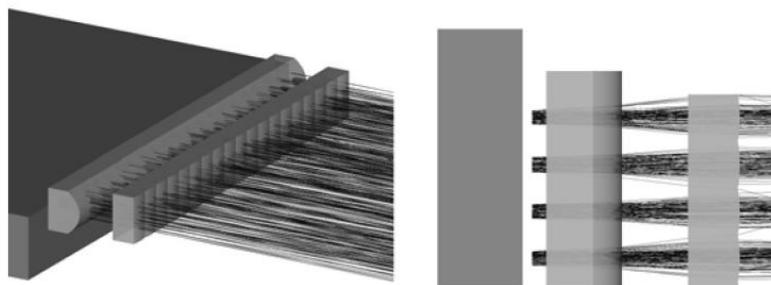


Fig. II.23: Barra de diodos con FAC y SAC [Bachmann, 2007]

A la hora de juntar distintos haces para crear un láser de alta potencia se hace en distintas etapas con el fin de que la calidad del haz sea la mejor posible. En la Fig. II.24 se observan los distintos componentes de los que está compuesto el láser de diodos de alta potencia DL031Q ROFIN. Además de los *stacks* y las ópticas de trabajo estos láseres están compuestos por lentes polarizadoras, lentes para el

acoplamiento de los distintos haces que llegan de los *stacks* y lentes de compresión y simetrización del haz entre otras [Bachmann, 2007].

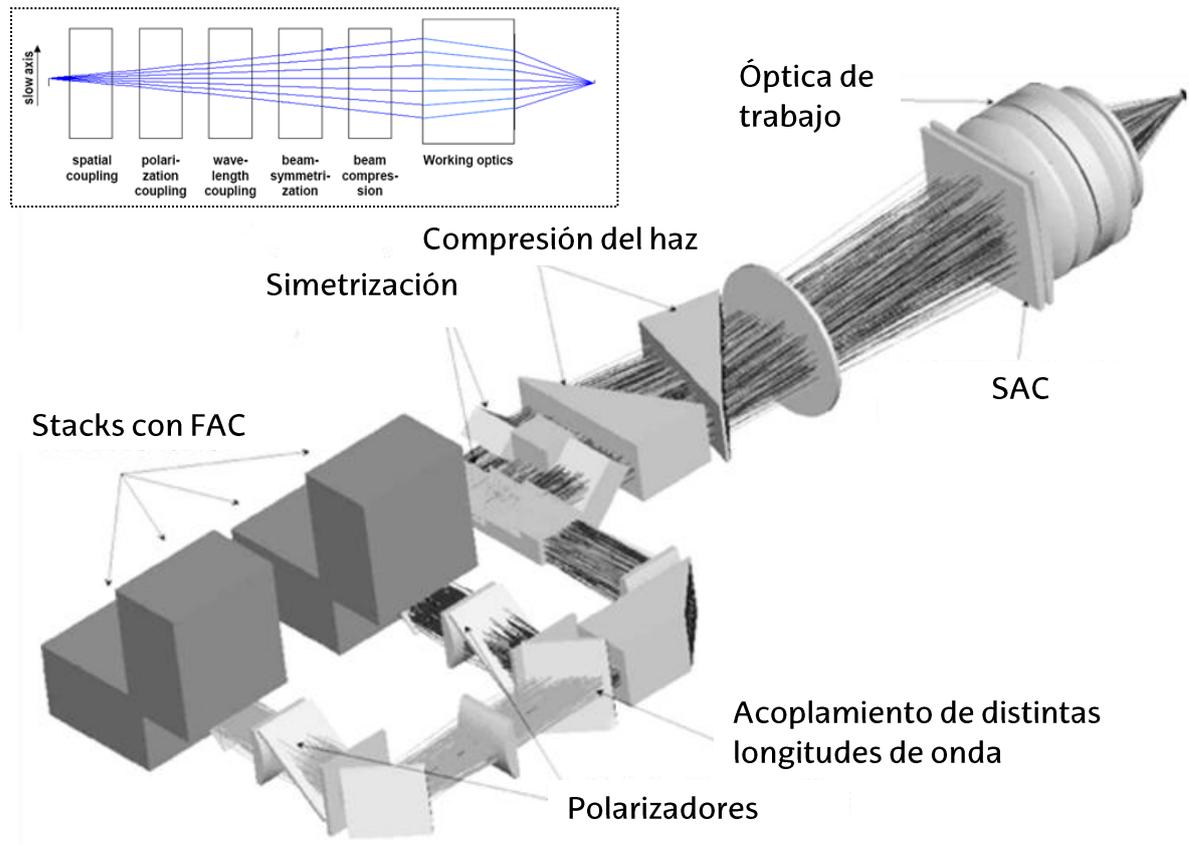


Fig. II.24: Configuración del láser de diodos DL031Q ROFIN [Bachmann, 2007]

Así, estos láseres están compuestos por un gran número de elementos mecánicos y lentes. El deterioro que pueden sufrir a lo largo del tiempo o un mal montaje empeoran considerablemente la calidad del haz láser y provocan una distribución de energía amorfa en el haz. Un defecto muy común y que hay que considerar es el denominado "laser smile" o "sonrisa del láser de diodos". Las barras de diodos están soldadas sobre refrigeradores fabricados de materiales con diferentes coeficientes de dilatación térmica. Esto provoca que flecten y formen una desviación que recuerda a una sonrisa en el haz como se puede observar en la Fig. II.25.

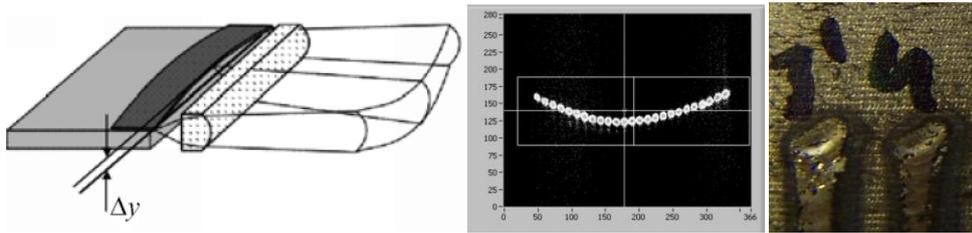


Fig. II.25: Deterioro del haz del láser de diodos y su efecto en el material tratado
[Bachmann, 2007]

Por otro lado, para mejorar las propiedades de absorción entre láser y material se acoplan stacks que emiten a distinta longitud de onda, cercanas pero distintas. Normalmente se suelen acoplar 2 o 3 longitudes de onda distintas entre los 800 nm y 1000 nm. Por ello cuando se habla de láseres de diodos de alta potencia se da más de un valor de longitud de onda de trabajo.

II.2.5. Elección de un láser para el temple por láser

Los tipos de láseres que se pueden utilizar para templar son muy variados, cualquiera de los descritos en el apartado anterior sería válido. Así, cualquier láser que tenga la potencia suficiente para calentar la pieza hasta la temperatura a la que se forma la fase austenita del material es apto para el proceso de temple por láser. El mayor problema se genera cuando el área que se quiere templar es extensa ya que se necesitan elevadas potencias para calentar la totalidad del área barrida.

Uno de los factores clave a la hora de elegir el tipo de láser adecuado es el material de pieza que se va a procesar. En la Fig. II.26 se observa la absorción de distintos metales en función de la longitud de onda de la energía (λ) que incide sobre ellos. Así, la absorción de energía de los aceros y fundiciones es mucho mayor, alrededor del 30 %, al trabajar con láseres de diodos o de Nd: YAG en estado sólido que con láseres de CO₂. En estos últimos, el índice de absorción de energía en los materiales metálicos, al contrario que en materiales poliméricos, es muy bajo pero se suple con las altas potencias conseguidas.

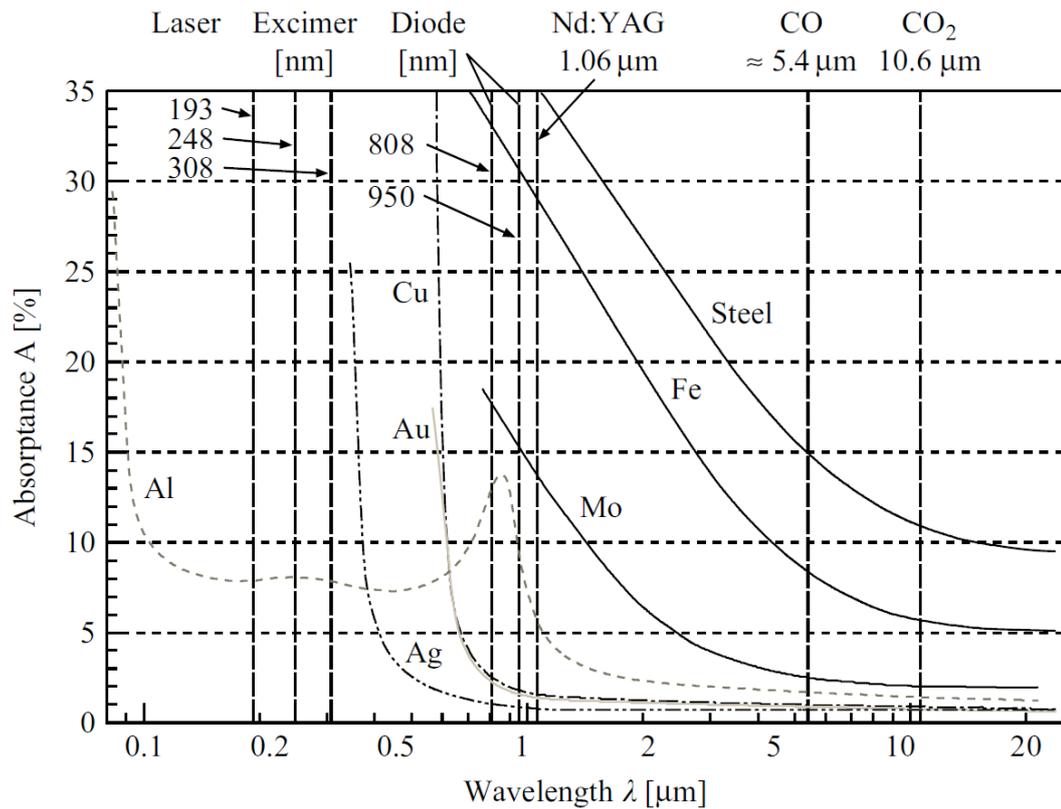


Fig. II.26: Absortividad de varios metales en función del tipo de láser [Bachmann, 2007]

Otro factor que influye en el porcentaje de energía láser que absorbe la pieza es el estado superficial en que se encuentra la pieza que se va a procesar. Así, a la hora de elegir la potencia máxima del láser con la que se va a trabajar hay que tener en cuenta que determinados materiales y estados superficiales pueden absorber poca energía y, por tanto, requerir una densidad de energía mayor. Como se puede ver en la Tabla II.2, una pieza pulida absorbe únicamente el 4 % de la energía que le viene del láser mientras que una pieza oxidada el 60 %, en el caso de láseres de CO₂. Si se trata de un láser de Nd: YAG la diferencia es mucho menor pero también a tener en cuenta.

Tab. II.2: Absortividad del acero DIN Ck45 en función del estado superficial y del tipo de láser [Bachmann, 2007]

	Láser de CO ₂ (10,6 μm)	Láser de Nd:YAG (1,06 μm)
Pulido	4 %	30 %
Rectificado	5 % - *7 %	33 % - *37 %
Torneado	6 % - *8 %	36 % - *43 %
Granallado	21 % - *23 %	46 % - *51 %
Oxidado	60 % - *80 %	60 % - *80 %

(*pintado con grafito previamente al procesado por láser para mejorar la absortividad)

Por todo lo comentado anteriormente se puede decir que no hay un tipo de láser preferente para templear. En un principio se empezó usando los de CO₂ por sus altas potencias. Después, cuando se desarrollaron los de láseres de diodos de alta potencia eran sin duda los más aptos. En la actualidad, los láseres en estado sólido están comenzando a emplearse en procesos de temple. A continuación se muestra una tabla comparativa entre los distintos sistemas de temple por láser.

Tab. II.3: Comparativa entre los distintos sistemas de temple por láser [Hoffman, 2003].

	Láser de CO ₂	Láser de Nd:YAG	Láser de Diodos
Potencias	6 - 20kW ✓✓	> 4kW ●	6 - 10 kW ✓
Longitud de onda	10,6 μm ✗	1,06 μm ✓	808 - 940 nm ✓✓
Absorción	Baja ✗	Alta ✓	Alta ✓
Eficiencia (láser)	10 % - 15 % ●	3 % - 5 % ✗	20 % - 40 % ✓✓
Guiado del haz	Espejos ●	Fibra ✓	Directo/Fibra ✓✓/✓
Formación del haz	Espejos facetados ✓ Escáner ●	Lentes ✓	Lentes ✓
Distancia de trabajo	> 500 mm ✓	> 250 mm ●	> 300 mm ✓
Máquina	Cartesiana de 5 ejes ●	Robot de 6 ejes ✓	Robot de 6 ejes ✓

Así, como resumen de la Tab. II.3, se puede decir que los láseres de CO₂ tienen como gran ventaja sus altas potencias y las grandes distancias de trabajo pero, en cambio, los costes del equipo son altos, la absorción de energía en aceros es muy

baja al igual que la eficiencia y no es posible guiar el haz con fibra óptica, sino que debe de ser con espejos.

Por otro lado, la gran ventaja de los láseres de diodos es que se puede trabajar directamente sobre el material, tienen alta eficiencia comparándolos con los otros tipos y pueden trabajar con varias longitudes de onda para mejorar la absorción. A pesar de su difícil montaje por la gran cantidad de elementos mecánicos que lo componen en la primera década del siglo XXI los láseres de diodos de alta potencia han sido por su eficiencia los más usados en el proceso de temple por láser.

Sistemas industriales de temple por láser

Existen pocos sistemas estándar diseñados específicamente para el temple por láser. La empresa Trumpf oferta un sistema llamado LASERdur [Schuöcker, 2014]. Esta empresa, además de ser conocida por sus máquinas para el procesado láser de materiales, también es conocida por sus máquinas para el punzonado y doblado de chapas, estando muchas de las herramientas de corte y doblado usadas por estas máquinas templadas por láser con el sistema LASERdur.

Destaca también la empresa ERLAS [ERLAS, 2016] que diseña e instala sistemas de temple por láser, basados en combinar un láser de Diodo de Alta Potencia con un robot antropomórfico de 6 ejes.

II.2.6. Medición de temperatura y control para el proceso de temple por láser

Como se ha comentado anteriormente, el temple por láser es un tratamiento superficial basado en el calentamiento de una zona localizada de la pieza y un enfriamiento rápido posterior, para conseguir una transformación metalúrgica en la superficie tratada que mejore la dureza y la resistencia al desgaste del material. Existe una relación directa entre propiedades mecánicas, propiedades metalúrgicas y campo de temperaturas del proceso. Esto implica que una distribución de temperaturas concreta en el proceso produce una distribución de las fases y propiedades mecánicas concretas en la superficie de la pieza. Por lo tanto parece necesaria la implementación de un sistema de control, normalmente en lazo cerrado, que mantenga una distribución de temperaturas adecuada,

adaptando los parámetros del proceso a cambios en la geometría, en la rugosidad o en el estado superficial de la pieza a procesar.

Un proceso de temple a potencia constante, como se observa en la Fig. II.27, crea discontinuidades en el espesor de capa templada y en la temperatura superficial provocando que tras el temple por láser no se consigan las mismas propiedades sobre toda la zona endurecida. En cambio, si se controla la temperatura en la superficie variando la potencia se conseguirá en toda la superficie la misma dureza y resistencia al desgaste.

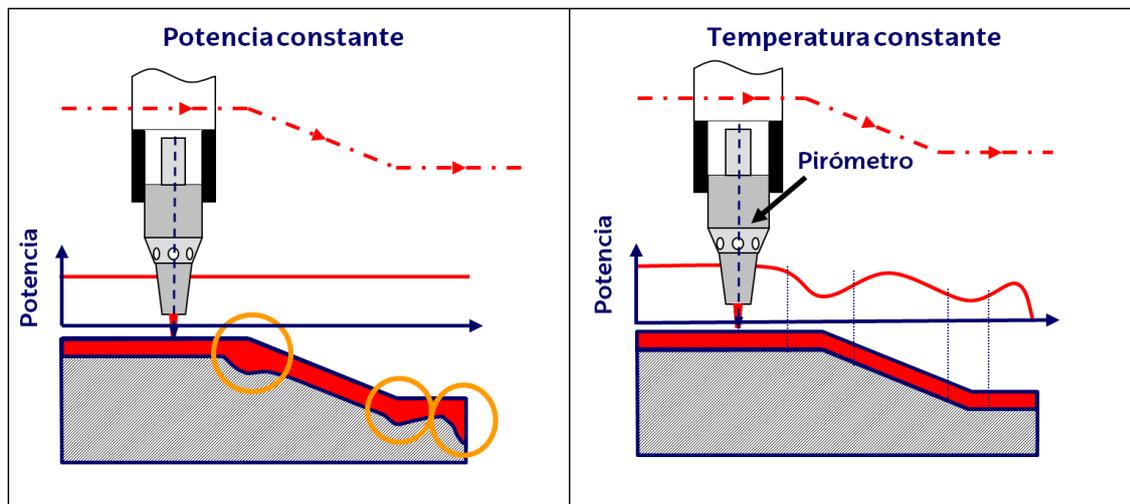


Fig. II.27: Diferencias en la zona afectada térmicamente durante el temple por láser con y sin control de temperatura [Lamikiz, 2008]

Así, durante este apartado se van a describir los sensores que más se utilizan para medir temperatura durante el proceso de temple por láser, las distintas localizaciones posibles para estos sensores, las diferentes maneras de usar la señal monitorizada y, para finalizar, se describirá la programación de los controles de temperatura empleados y los diferentes modos de sintonizarlos.

Sensores empleados para medir temperatura

Un elemento a tener en cuenta en un sistema de control en el proceso de temple por láser es el sensor que proporciona la información de la temperatura durante el temple. Debido a las características del proceso, se necesitan sensores de respuesta dinámica rápida y que no estén posicionados sobre la superficie que se está tratando dado que el sensor sufriría daños permanentes. Por ello, los controles de temperatura del proceso de temple por láser se basan en sistemas de medición de

temperatura sin contacto, como pirómetros, sistemas de visión térmica o cámaras termográficas [Czichos, 2011] [Purtonen, 2014], de modo que la medición de la temperatura no interfiera durante el proceso de temple.

Estos sistemas de medición sin contacto recogen la potencia térmica que emite un cuerpo, o la irradiancia que es función de la emisividad del cuerpo (ϵ), de la constante de Stefan - Boltzmann (σ) y de la temperatura de la pieza según la siguiente ecuación:

$$E = \sigma \cdot \epsilon \cdot T^4 \left[\frac{W}{m^2} \right] \quad \text{Ec. II.4}$$

Normalmente estos sensores de temperatura captan la radiación en el espectro del infrarrojo cercano. Como se observa en la Fig. II.28, para unas temperaturas de trabajo entre 25°C y 2000°C, los picos de radiación más intensos se sitúan en el espectro infrarrojo. Por lo tanto, son sensores que captan longitudes de onda infrarrojas, normalmente situadas entre 0,7 μm y 2 μm .

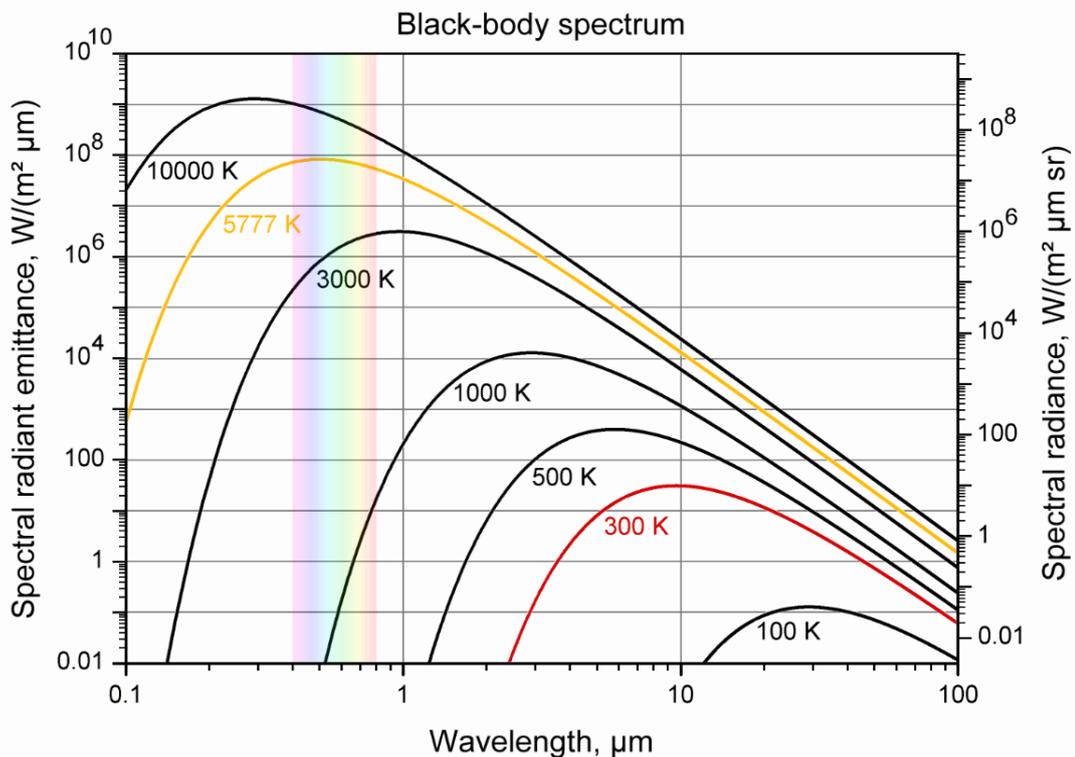


Fig. II.28: Características de radiación de un cuerpo negro con respecto a su temperatura [Optris, 2014]

Los *pirómetros* miden la radiación térmica o irradiancia que emite un cuerpo caliente en un punto de la pieza. Por el hecho de no estar en contacto con el cuerpo caliente son capaces de medir temperaturas muy elevadas con una respuesta dinámica muy rápida, lo que permite medir con precisión temperaturas muy variables en poco tiempo y temperaturas en objetos en movimiento. Así, la mayor ventaja que presentan los *pirómetros* es su menor tiempo de respuesta frente a otros sistemas de medición pudiendo reducirse el tiempo de control a intervalos de 100 μ s [LASCON, 2016]. Como desventaja está el hecho de que para configurar un *pirómetro* monocromático y que mida la temperatura real es necesario introducir la emisividad del material. Esta emisividad es difícil de hallar y variable con el estado superficial, la longitud de onda de trabajo y la temperatura, sobre todo si se encuentra en las proximidades de la temperatura de fusión.

Para evitar este problema existen otros tipos de *pirómetros* como los de dos colores o bicromáticos, que son los más utilizados en el proceso de temple por láser. Este tipo de *pirómetros* mide la radiación emitida por el objeto en dos longitudes de onda muy próximas, con lo que se consigue que la medición de la temperatura sea directa ya que se dispone de dos valores de energía radiada. De esta forma, la medición de temperatura se hace independiente de la emisividad del material [LumaSense, 2016]. Otra razón por la que se utiliza este tipo de *pirometría* es porque es inmune a la absorción del medio o de la atmósfera en la que se encuentra. Esto es debido, como se observa en la Fig. II.29, a que se usan longitudes de onda muy cercanas por lo que la absorción por parte del medio se puede considerar constante en las distintas longitudes de onda y por lo tanto la parte radiación que le llega al *pirómetro* respecto de la emitida por la pieza es proporcional en las distintas longitudes de onda. Por ello, este tipo de *pirómetros* es apto para ambientes industriales con humos y suciedad donde la emisividad de la pieza es desconocida y se trabaja a altas temperaturas. Como principales inconvenientes se pueden destacar el precio, que puede llegar a ser diez veces superior que el de los *pirómetros* monocromáticos, y el rango de temperaturas en el que miden, que es bastante limitado pero es el propicio para el proceso de temple por láser.

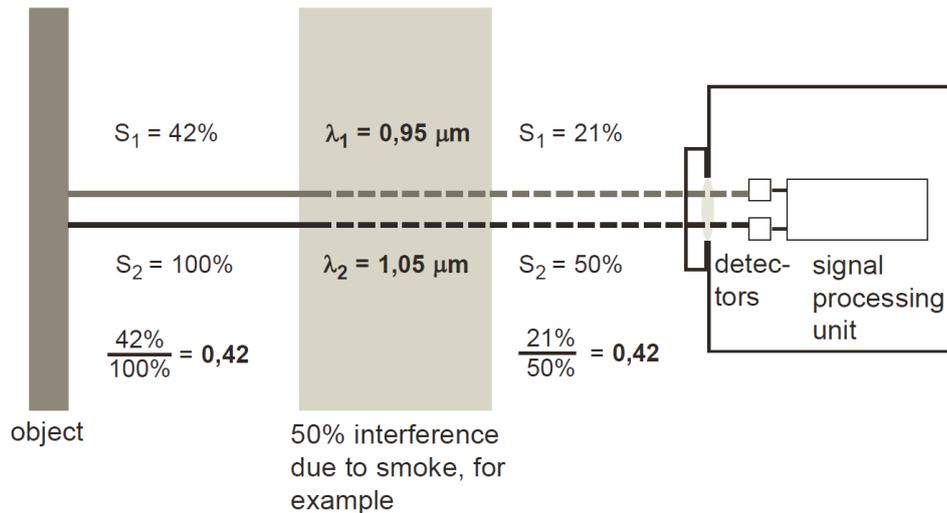


Fig. II.29: Principio de funcionamiento de un pirómetro de dos colores o bicromático [IMPAC, 2004]

Así, se puede afirmar que el know - how del proceso de temple por láser se encuentra en el control de la temperatura durante el proceso y prueba de ello es que el temple por láser no se ha introducido en la industria hasta la aparición y comercialización de los pirómetros de dos colores [SensorTherm, 2016].

Además, para poder medir la temperatura en más puntos de la superficie de forma simultánea, se han desarrollado sistemas de control basados en la medición bidimensional, como las cámaras termográficas o cámaras CCD con una mayor sensibilidad en la región del infrarrojo cercano, que son capaces de medir temperaturas por encima de 700°C . El tiempo de respuesta de estos dispositivos es mayor que el de los pirómetros, pudiendo llegar a 16 ms [Lawrence, 2010].

Por otro lado la adquisición de temperatura bidimensional tiene la ventaja de recoger datos en un área de trabajo, no en un solo punto como es el caso de los pirómetros, y en muchos casos durante el temple por láser no se sabe a priori donde va a estar el punto de más temperatura o la máxima temperatura varía de posición durante el proceso. Hay sensores de temperatura bidimensionales capaces de recoger datos en el infrarrojo a 10 kHz en una matriz de 32×32 [NIT, 2016]. Como gran desventaja de estos dispositivos es que sólo sirven para comparar temperaturas, no tienen la capacidad de los pirómetros de dos colores de dar la temperatura real sin introducir valores de emisividad.

Como última novedad en sensores térmicos se encuentran los denominados termómetros infrarrojos avanzados. Estos sensores, combinan en un mismo sistema la precisión de un pirómetro de dos colores con una imagen termográfica que es autocalibrada con el pirómetro y, por lo tanto, no es necesario introducir valores de emisividad para dar un valor de temperatura real [LumaSense, 2016].

Localización óptima de los sensores

Una vez que se han expuesto las diferentes posibilidades en lo que respecta a los sensores de medición de temperatura, se describen las diferentes alternativas que se presentan a la hora de la colocación de estos sensores.

Como opción más sencilla se puede optar por instalarlos externamente, de forma lateral al sistema óptico del láser, midiendo la temperatura con un cierto ángulo. La radiación se transporta por medio de una fibra óptica desde la zona de trabajo hasta el transductor, que la transforma en una señal eléctrica. Como la fibra óptica no contiene ningún dispositivo electrónico puede soportar temperaturas más elevadas, hasta 250°C, mientras que la unidad de transducción, donde se sitúan los componentes electrónicos, está emplazada en una zona a menor temperatura. La principal ventaja de esta disposición es que el sistema óptico del láser no influye en la medición, por lo que la calibración del pirómetro dada por el fabricante es suficiente para medir adecuadamente la temperatura. No obstante, en esta disposición se presentan problemas a la hora de obtener medidas fiables y con cierta repetitividad. Este es el caso de la medición de temperaturas en geometrías complejas, ya que partes de la pieza pueden obstaculizar el camino óptico hasta el cabezal del pirómetro que ha de seguir la radiación emitida, por ejemplo en agujeros profundos [Seifert, 2014].

Frente a la colocación lateral del pirómetro, se plantea la alternativa de que la señal del sensor térmico sea coaxial al haz láser [Ocylok, 2014]. En las medidas coaxiales la radiación que recoge el sensor de temperatura sigue el mismo camino óptico que el haz láser, midiendo en todo momento la temperatura en el centro del haz. Para poder medir la temperatura de manera coaxial se aísla el haz láser de la señal de radiación que capta el sensor mediante un filtro óptico que permite el paso del haz proveniente del generador láser y que direcciona la radiación proveniente de la pieza por otro camino óptico hasta el sensor de temperatura. Esta es la opción más

utilizada en tratamientos térmicos por láser, siempre y cuando, el cabezal no tenga integrado unas ópticas de escaneo para mover el haz láser a alta velocidad.

Por otro lado, diferentes estudios han analizado la posibilidad de integrar la medición coaxial en un dispositivo láser que tenga integrado un sistema de ópticas de escaneo [Craeghs, 2010] [Wippo, 2012]. En este caso, el problema es que los espejos que conforman el escáner tienen diferentes índices de refracción para las diferentes longitudes de onda en las que operan el sensor térmico y para el láser. Esto da lugar a errores de posicionamiento entre el spot del láser y el del pirómetro, ocasionando errores en la medida.

Como se ha comentado anteriormente, el mayor inconveniente de los pirómetros es el hecho de que la medición esté limitada a una zona muy localizada de la pieza. En aplicaciones de temple láser en la que actúan varios haces simultáneamente así como para el caso en el que se barran superficies mayores con ópticas de escaneo puede que la toma de datos de un solo punto no sea suficiente. Una posibilidad consiste en la instalación de ópticas de escaneo en el propio pirómetro, donde el haz de medición se mueve por medio de unos espejos que oscilan alrededor de su centro [LumaSense, 2016]. Esta alternativa puede ser demasiado lenta ya que la frecuencia de escaneo de las ópticas del pirómetro se sitúa en torno a los 12,5 Hz.

Monitorización de la señal

Durante el proceso de temple por láser la monitorización de la señal de temperatura se puede usar de manera activa, con lazos de control cerrados, o de manera pasiva, con lazos de control abiertos.

Se denominan controles de temperatura pasivos o en lazo abierto a los controles en los cuáles la monitorización de la señal de temperatura no se usa para controlar en tiempo real los parámetros del proceso (velocidad de avance, potencia del láser, etc.). Así, el principal problema de estos controles en lazo abierto es que no son capaces de prevenir defectos o inestabilidades durante el proceso pero, en cambio, crean una señal que puede notificar si ha habido algún fallo durante el proceso. Su uso está extendido en procesos repetitivos en los que se conoce cuál va a ser el resultado final pero este control es único en cada caso y hay que volver a hacer un estudio si se realiza cualquier cambio en el proceso, como por ejemplo, si se cambia el tamaño de la pieza en procesos láser.

En la bibliografía científica Leunda et al. controlan pasivamente la temperatura durante el proceso de revenido por láser de un acero de herramientas que previamente ha sido aportado sobre una cama del mismo material [Leunda, 2014]. Tras el revenido por láser, comprueban la señal temperatura que se ha dado durante el proceso, si la de inicio y final difieren en menos del 10 % consideran que el revenido ha sido equivalente en la zona inicial y en la final del cordón de soldadura.

Un ejemplo de la aplicabilidad de un control pasivo de temperatura en la industria es el temple por láser de muelles que trabajan a torsión, donde la zona en contacto con los otros elementos del sistema debe de ser más resistente al desgaste [Poprawe, 2011]. Durante el proceso se mide la temperatura de forma pasiva mediante dos pirómetros y tras el temple por láser, como se muestra en la Fig. II.30, se analizan las señales máximas de los pirómetros, si están dentro de unos rangos la pieza será válida y si se encuentran fuera de los límites se desechará por haber fusión superficial o por no tener suficiente profundidad templada.

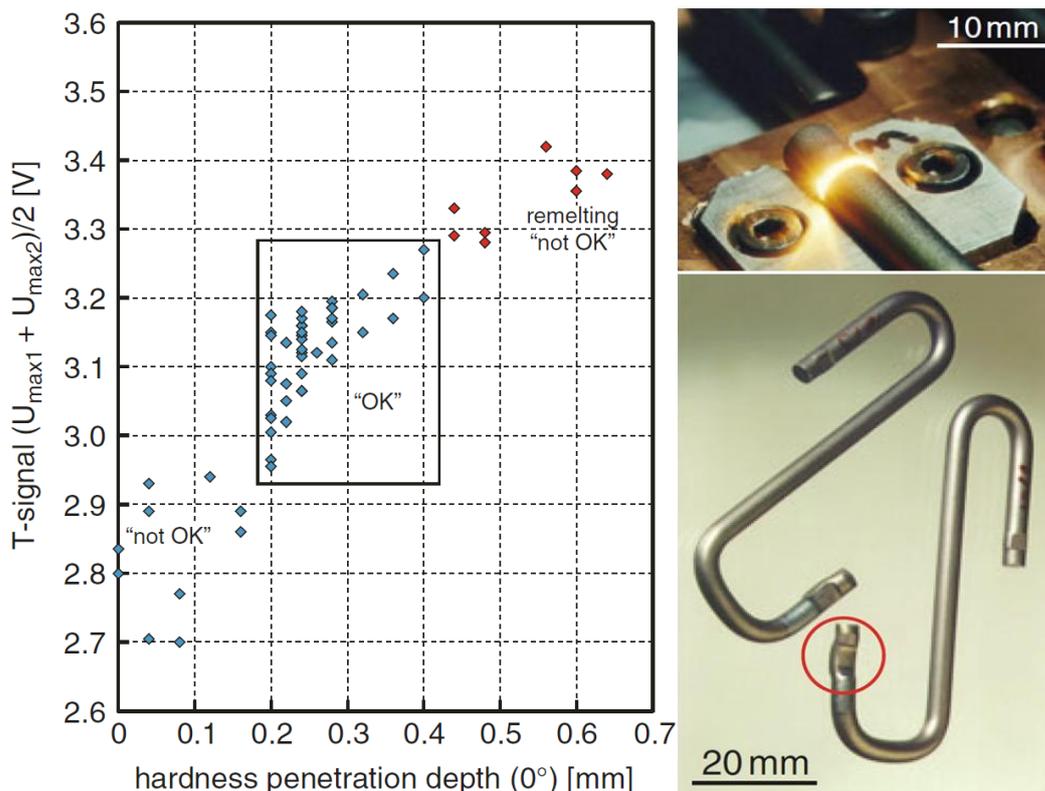


Fig. II.30: Control pasivo de la temperatura en el proceso de temple por láser de muelles de torsión [Poprawe, 2011]

Por otro lado, la tendencia en estos últimos años es a realizar controles de temperatura activos o en lazo cerrado. En estos controles se monitoriza la señal que se quiera controlar y mediante la variación a tiempo real de algún parámetro del proceso, que en el caso de procesos láser sería la posición focal, la potencia del láser o alguna de las velocidades, se mantiene controlada la señal que se está monitorizando entre los valores deseados.

Así, para templar superficialmente por láser piezas de alto valor añadido únicas o de tirada corta, como son las matrices de estampación [Hoffmann, 2003], en la industria se utilizan controles de temperatura activos. En la Fig. II.31 se observa un esquema de un proceso de temple por láser con un control en lazo cerrado en el que se mide la temperatura mediante un pirómetro coaxial. La señal de temperatura durante el proceso se compara con la temperatura a la que se quiere realizar el temple y si no coinciden, se varía la potencia del láser en tiempo real para controlar la temperatura de forma activa y que se mantenga en una consigna.

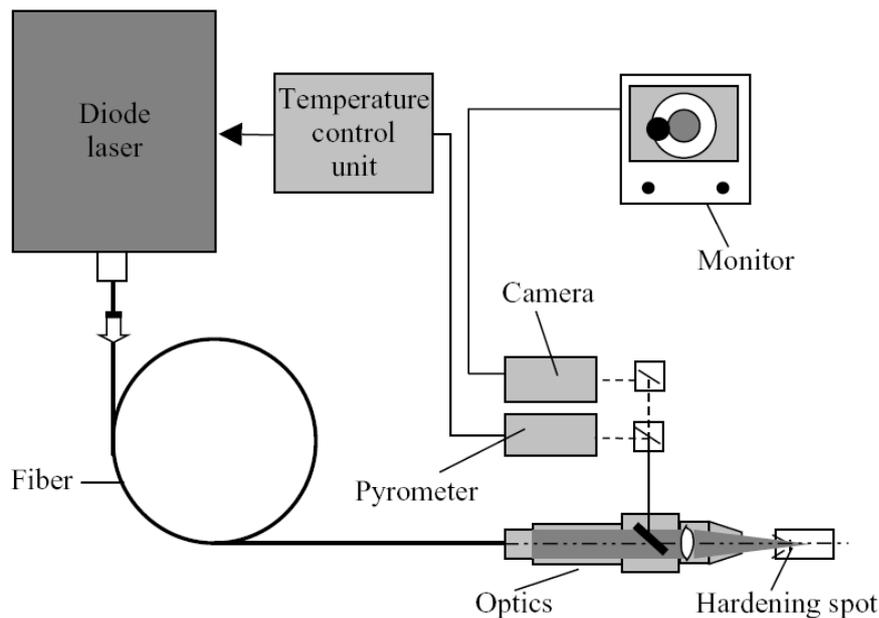


Fig. II.31: Esquema del control activo de temperatura en lazo cerrado, con pirometría coaxial, durante el proceso de temple por láser [Bachmann, 2007]

En ocasiones, para aplicaciones concretas de temple por láser, se han propuesto alternativas más sofisticadas para el control de temperatura durante el proceso. De acuerdo con Hömberg et al. [Hömberg, 2006] el templado de una superficie bajo la cual exista un taladro o un orificio pasante provoca una discontinuidad que aumenta la probabilidad de fatiga y la formación de grietas. Por ello, en este caso

concreto, en vez de mantener constante la temperatura en la superficie (Fig. II.32: Izq.) proponen como una mejor estrategia controlar la temperatura en una zona bajo la superficie que se está templando (Fig. II.32: Dcha). Recurriendo a la simulación numérica calculan la temperatura en la superficie cuando se está controlando la temperatura en la parte baja de la zona templada. Esta temperatura se convierte en la consigna del control, que recurre a un algoritmo basado en un PID no lineal. Si bien esta estrategia de control proporciona buenos resultados en cuanto a la homogeneidad de capa templada, crea diferencias en la temperatura superficial, que puede provocar zonas sobrecalentadas o zonas fundidas no deseadas.

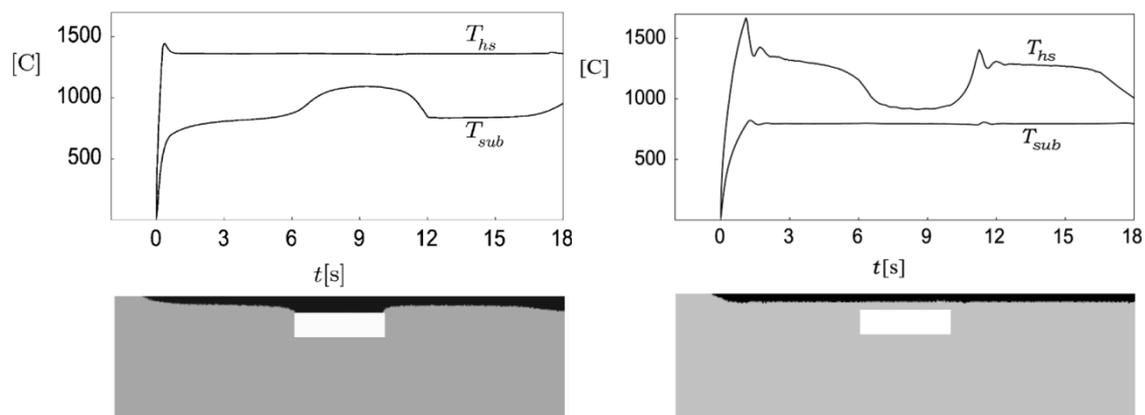


Fig. II.32: Izq. Control de la temperatura sobre la superficie en una pieza con una ranura pasante; Dcha. Control de la temperatura bajo la superficie en una pieza con una ranura pasante [Hömborg, 2006]

Programación de los controles de temperatura y su sintonización

A la hora de elegir el tipo de control a programar la mayor parte de los controles de temperatura que se instalan en los procesos industriales son controles de tipo PID (Proporcional Integral Derivativo), de los cuales la mayoría son controladores PI. Su uso está tan extendido debido a que se basan en leyes de control que pueden llegar a ser muy simples y lógicas [Aström, 2002]. Así, como se observa en el gráfico de la Fig. II.33, el error se controla por medio de una acción proporcional (P) que hace referencia a valores presentes, tiene la capacidad de eliminar errores pasados en estado estacionario mediante la acción integral (I) y puede anticipar el futuro con la acción derivativa (D).

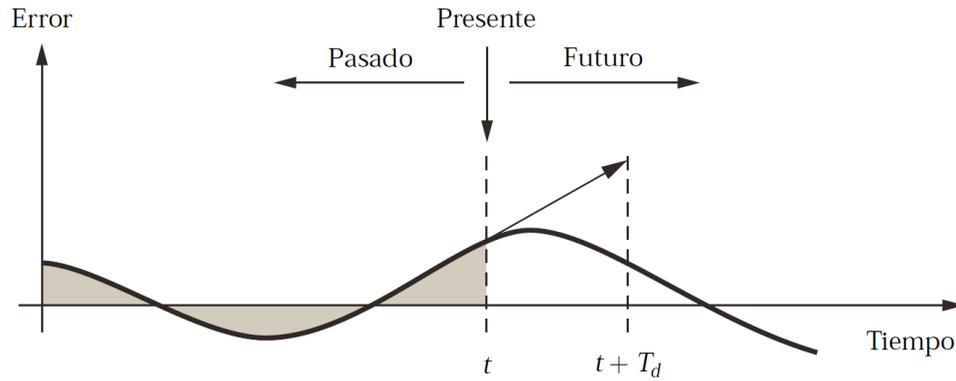


Fig. II.33: Un controlador PID calcula su acción de control basándose en los errores de control pasados, presentes y futuros [Aström, 2009]

Para controlar la temperatura durante el proceso de temple por láser con un error en el estacionario menor del 6 % [Sharkey, 1991] es suficiente con un control PID básico, basado en la acción proporcional, derivativa e integral para las acciones mencionadas anteriormente. A este control hay que añadirle un pirómetro de dos colores para medir la temperatura real durante el proceso de temple por láser.

La programación de un PID u otro tipo de control es relativamente sencilla, si se entiende la naturaleza del proceso que se quiere controlar. Por ello, donde realmente se encuentra la clave de un buen control es en el ajuste de las constantes del control o lo que también se denomina *sintonización del control*. En un gran número de sistemas de control para instalaciones de temple por láser industriales la sintonización del control se realiza por medios experimentales en base a tablas tecnológicas que se proporcionan al usuario final para cada material y condiciones de proceso. Esté, resulta ser un método caro ya que se basa en experimentar sobre pieza real. Por ello, la simulación del proceso puede resultar una herramienta muy útil como ecuación de transferencia en la implementación y ajuste de los parámetros del control.

Así, para minimizar lo máximo posible los ensayos sobre pieza real durante la sintonización del control y para entender su funcionamiento se utilizan *simulaciones de los controles*. El primer paso para poder simular un control es modelizar el proceso que se quiere controlar y obtener una ecuación de transferencia que prediga la variable a controlar a partir de los parámetros de entrada que se introducen en el proceso. Esta es la parte más complicada si se trata de un proceso industrial de fabricación [Zhang, 2010]. Estos modelos en el caso de

procesos térmicos pueden ser, entre otros, modelos estadísticos, modelos analíticos o modelos numéricos, como se analizará más detalladamente en el Apartado II.4.1. Por norma general la modelización del proceso de temple por láser se realiza mediante sistemas de ecuaciones diferenciales del comportamiento metalúrgico del material y del campo térmico, que posteriormente se resuelven mediante métodos numéricos como el Método de Elementos Finitos (MEF) [Tobar, 2005] o el Método de Diferencias Finitas (FDM) [Orazi, 2010].

Bien sea vía experimental o por medio de simulaciones del control, *métodos de sintonización* como los propuestos por Ziegler y Nichols [Ziegler, 1942] y sus versiones más actuales facilitan el ajuste de las constantes del control y proporcionan una serie de pasos a seguir para llegar al resultado deseado en el mínimo número de ensayos o simulaciones.

Como ejemplo de aplicación de la simulación de un control para el proceso de aporte por láser Devesse et al. [Devesse, 2014] utilizan un modelo de conducción basado en las ecuaciones analíticas del campo térmico propuestas por Dowden et al. [Dowden, 2001] como ecuación de transferencia en la simulación del control.

II.2.7. Dureza superficial tras el proceso de temple por láser

En el proceso de temple por láser, tras una única pasada del haz láser, se pueden diferenciar tres zonas de diferente dureza. En la Fig. II.34 se distinguen las tres zonas: la zona templada, la zona parcialmente templada y el material base.

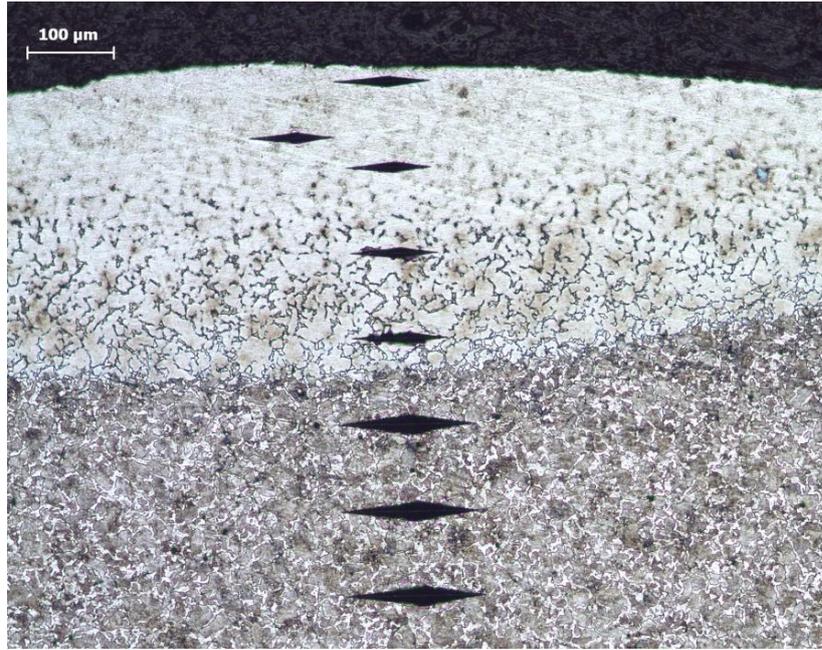


Fig. II.34: Sección transversal templada por láser sobre el acero DIN Ck45

Así, la zona más cercana a la superficie, la zona que ha llegado a más temperatura, es la zona que se ha templado completamente adquiriendo la dureza que se da en un temple convencional. La zona intermedia es una zona parcialmente templada ya que la transformación de fase a austenita no se ha llegado a completar por todas las fases del acero. Es por ello que esta zona se caracteriza por una dureza intermedia entre la dureza de la zona templada y la del material base. Por último se encuentra la zona que ha alcanzado menores temperaturas, el material base sin templar. Hay que tener en cuenta que si este material base tiene un tratamiento térmico previo al temple por láser puede perder sus propiedades en áreas cercanas a la zona de templado parcial ya que puede llegar a temperaturas de 700°C.

Por otro lado, si hay que templar áreas de anchura mayor al diámetro del haz láser con un haz de ópticas fijas, se crea un área de solapamiento de zonas afectadas térmicamente donde aparecen además de las zonas explicadas para pasada única, zonas de revenido o retemplado entre otras. Estas zonas, como por ejemplo la de revenido a alta temperatura, son zonas indeseadas ya que hay una bajada considerable de la dureza y se tienden a evitar en medida de lo posible. Como se hace hincapié en el Apartado III.4.3 en el proceso de TLE a pesar de tener siempre el solapamiento entre pasadas no habrá revenido a alta temperatura si la temperatura entre dos pasadas consecutivas del láser no baja de la temperatura de formación de martensita para ese material.

A continuación se explican con detenimiento las distintas zonas de la Fig. II.35 que se compone por un área templada con dos pasadas láser y una zona de solapamiento intermedia resultado de la superposición de ambas:

- **Zona 1:** Zona completamente templada (100 % martensita). Zona donde se ha superado la temperatura de temple en la primera o en la segunda pasada.
- **Zona 2:** Material base, sin afectar térmicamente.
- **Zona 3:** Zona parcialmente templada (X % martensita, 100 - X % material base). Ha llegado a austenizarse parte del material y la dureza final tiene relación con la parte austenizada.
- **Zona 4:** Zona completamente retemplada, reaustenizada con la segunda pasada láser (100 % martensita). Zona donde se ha superado la temperatura de temple en la primera y en la segunda pasada.
- **Zona 5:** Zona parcialmente retemplada. Zona templada completamente en la primera pasada pero parcialmente en la segunda pasada.
- **Zona 6:** Zona templada por la primera pasada láser y revenida por la segunda pasada láser. Este revenido abarca un amplio rango de temperaturas por lo que cerca de la zona 5, está incluida, se produce un revenido a alta temperatura.

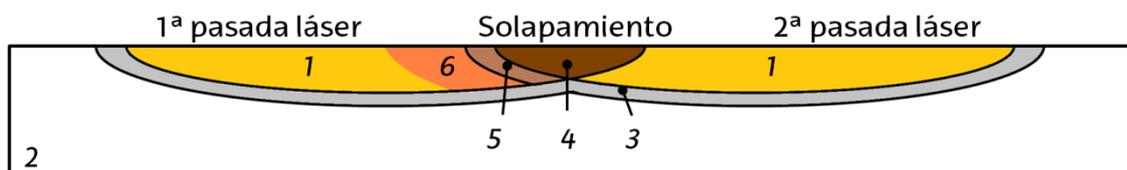


Fig. II.35: Zonas de dureza que se producen durante el proceso de temple por láser

Para acabar, además del estado térmico que se le ha dado a la pieza, el principal responsable de la dureza final a la que llega el tratamiento de temple por láser es el material que se está templando. Cada material tiene unas condiciones óptimas a las que hay que realizar el proceso de temple por láser para que las características del tratamiento sean las óptimas. En la Tabla II.4 se muestran valores de dureza a los que llegan distintos tipos de aceros y fundiciones que se consideran particularmente óptimos para el proceso de temple por láser.

Tab. II.4: Dureza superficial de aceros y fundiciones templadas por láser [Ion, 2002]
[Rowshan, 2007]

Tipo de acero	Grado	% de C en peso	Dureza [HV]
Hipo-eutectoide C-Mn	AISI 1045	0,45	676
	C 45	0,46	700
	C 60	0,62	875
De aleación media	90MnCrV8	0,90	1000*temple en N ₂ líquido
	100Cr6	0,95	1000*temple en N ₂ líquido
	X100CrMoV51	1,00	750
De alta aleación	X155CrVMo121	1,55	850
	X210Cr12	2,09	950
Inoxidable martensítico	AISI 440	0,61	585
	AISI 410	0,19	560
Tipo de fundición	Grado		Dureza [HV]
Gris perlítica	ASTM 40		900
	Grado 17 GC		850
Gris austenítica	GGL25		530
Nodular perlítica	GGG 60		950
	GGG 40		650
Ferrítica perlítica (nodular)	ASTM 80-55-06		960
	FCD 45A		900
Aleada	Aleado con Cr-Mo		900

II.2.8. Métodos de medición de dureza superficial

Para la medida de dureza superficial se pueden diferenciar dos tipos de métodos; los que se basan en la pérdida de energía que sufre una esfera tras el impacto sobre la pieza o los que se basan en la medición de algún parámetro de la huella que ha dejado un indentador al ser aplicado con una cierta carga sobre la superficie del material, ya sea la profundidad de la huella o las dimensiones de sus lados. El tamaño de huella que se deja en la pieza depende, además de la dureza del material, de la carga con la que se está aplicando que puede variar desde 1 gramo hasta decenas de kilogramos.

En cuanto a la medida de micro - durezas los ensayos más comunes son el Vickers, el Rockwell C y el Knoop. Para realizar este tipo de ensayos la rugosidad sobre la pieza debe de ser pequeña y las superficies deben de tener bastante planicidad para así poder medir con precisión la micro - huella que deja la indentación sobre la pieza. Lo más común es que estos ensayos se hagan de manera destructiva

preparando probetas a partir del corte, lijado y/o pulido de la pieza inicial. Además, esta preparación metalográfica permite medir la dureza en el interior de la pieza.

Por otro lado se pueden realizar barridos de micro - durezas o sacar mapas de un área haciendo indentaciones espaciadas cierta distancia. En la Fig. II.36: Izq. se observan tres barridos de micro - durezas Vickers con una distancia equidistante entre diferentes indentaciones. El hecho de hacer varios barridos a distancias desfasadas de la superficie en el proceso de temple por láser hace posible disminuir la distancia entre valores de micro - durezas sucesivas y medir con más precisión la dureza en la zona de transición entre capa templada y material base.

En la Fig. II.36: Dcha. se observan dos marcas de micro - dureza Knoop y la deformación que ha sufrido la superficie. Debido a esta deformación y para que la deformación del material no influya en la siguiente marca existe un espaciado mínimo que hay que dejar entre indentaciones dependiendo del ensayo que se esté realizando.

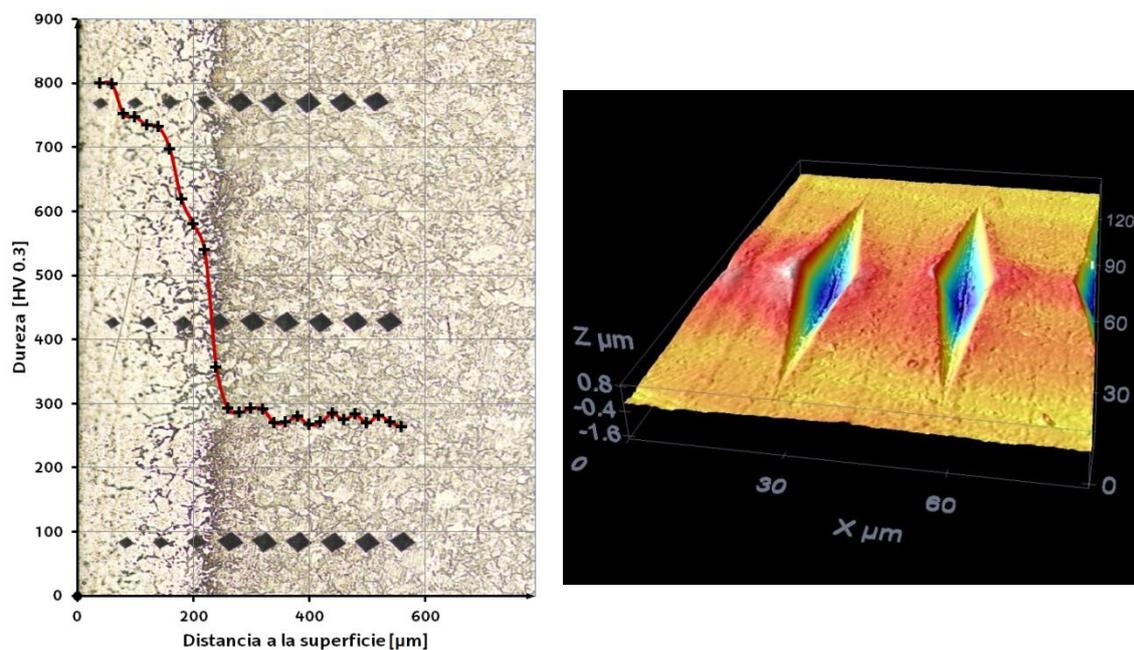


Fig. II.36: Izq. Barridos de micro - durezas sobre una superficie templada; Dcha. Marcas de micro - durezas Knoop sobre una superficie

Por otro lado, existen tablas y ecuaciones de conversiones que relacionan las distintas escalas de micro - durezas. Estas tablas, como se observa en la Fig. II.37, dependen del valor de micro - dureza en su escala correspondiente y de la carga con la que se han realizado los ensayos [ASM, 2000].

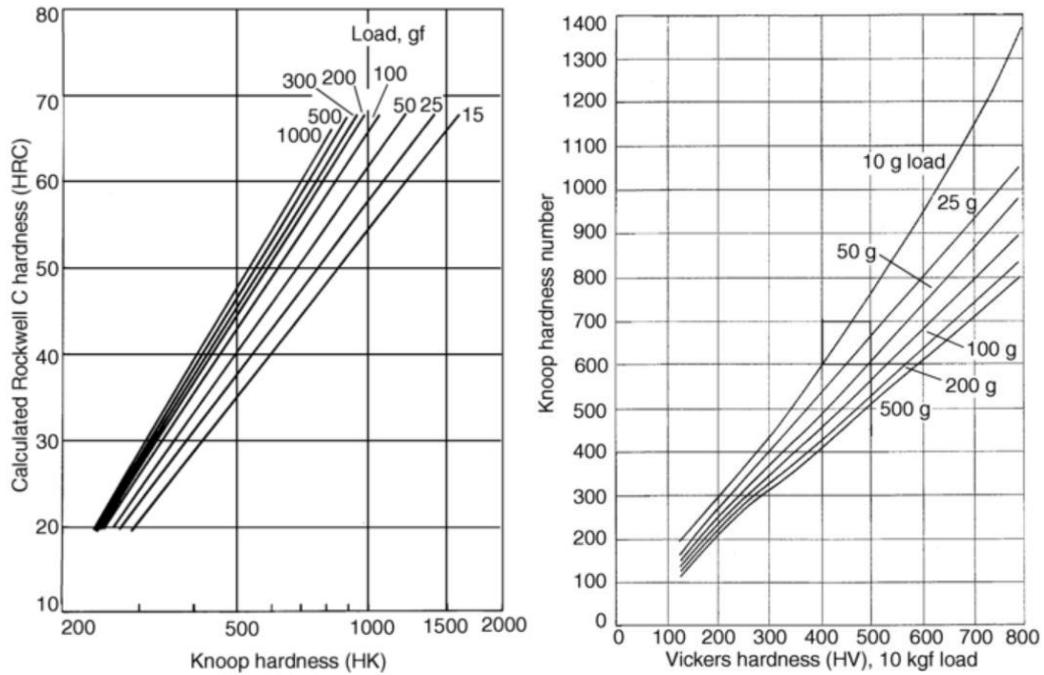


Fig. II.37: Diagramas de conversión entre durezas Knoop, Rockwell C y Vickers [ASM, 2000]

A continuación se hace un resumen de los fundamentos en que se basan las medidas de micro - dureza Vickers y las medidas Knoop.

Micro - durezas Vickers

En el ensayo de micro - durezas Vickers, como se muestra en la Fig. II.38, se aplica una carga calibrada sobre la superficie de la pieza por medio de un indentador piramidal de diamante recto de base cuadrada con un ángulo de 136° entre caras opuestas que deja una huella rómbica con las dos diagonales de tamaño similar. Se miden por medio de un microscopio las dos diagonales resultantes sobre la pieza y se hace un promedio entre ambas.

Dureza Vickers
$HV = 1,8544 \frac{F}{d^2}; d = \frac{d_1+d_2}{2}$
HV = dureza Vickers F = Carga sobre la pieza (N) d = diagonal promedio (mm)

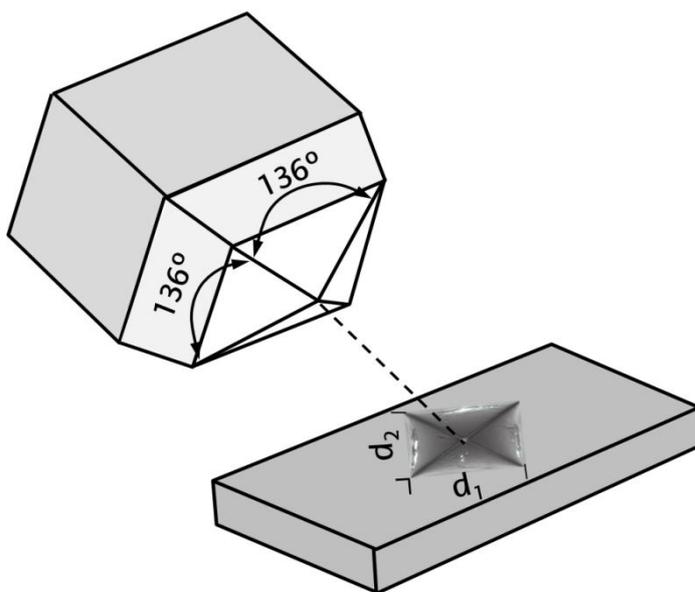


Fig. II.38: Medida de micro - dureza Vickers

Micro - durezas Knoop

Los micro - durómetros Knoop, como se muestra en la Fig. II.39, se caracterizan por tener un indentador con punta de diamante en forma rómbica piramidal con ángulos verticalmente opuestos de 172,5° y de 130°. El hecho de ser un indentador en forma de rombo deja una marca más alargada y estrecha pudiendo así aproximarse más dos indentaciones contiguas. El ensayo Knoop es el que se puede realizar con menor espaciado por lo que se considera apto para capas delgadas.

Dureza Knoop
$HK = 1,451 \frac{F}{d^2}$
HK = dureza Knoop F = Carga sobre la pieza (N) d = longitud de la diagonal mayor (mm)

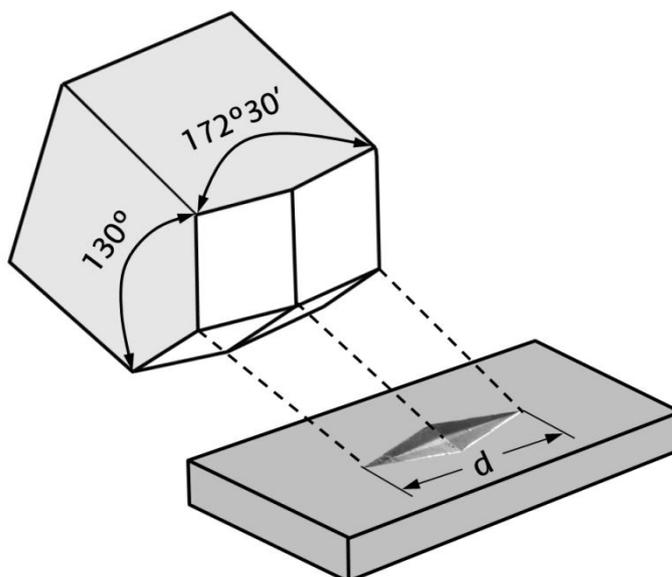


Fig. II.39: Medida de micro - dureza Knoop

II.2.9. Aplicaciones del proceso de temple por láser en la industria

Debido a las bajas exigencias en cuanto a calidad de haz, el calentamiento por láser fue uno de los primeros procesos realizados e investigados con un láser de alta potencia [Stähli, 1981] [Kou, 1983]. Por otro lado, las altas exigencias en cuanto a temperatura uniforme durante todo el proceso y la necesidad de altas potencias, ha supuesto que la implantación de los tratamientos térmicos como el temple por láser se retrasase hasta principios de este siglo, siendo finalmente la implantación de otros procesos como el corte o la soldadura por láser más temprana.

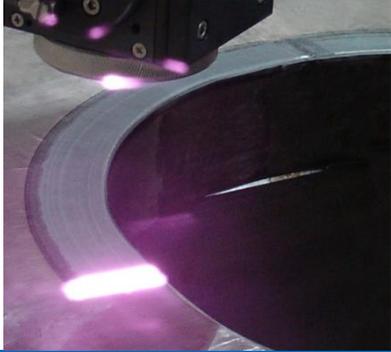
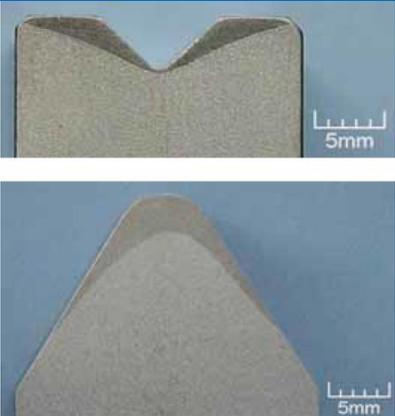
En cuanto a los sectores industriales donde se pueden encontrar aplicaciones del proceso de temple por láser son principalmente: la industria de los moldes y matrices, la del doblado y las herramientas de corte, la industria de componentes y la industria del transporte.

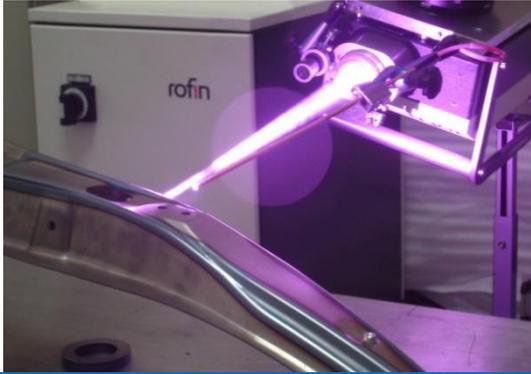
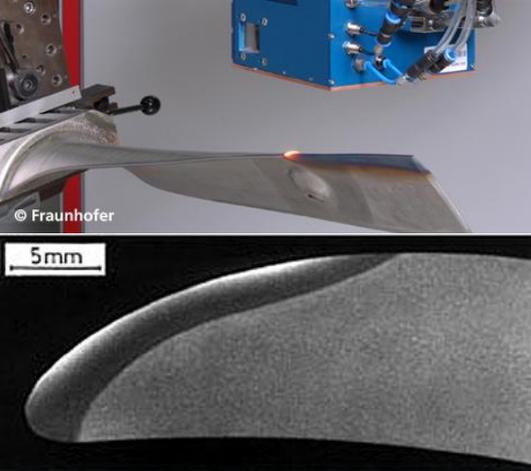
A continuación, en la Tabla II.5 se muestran algunos ejemplos de piezas templadas por láser de los distintos sectores mencionados. Así, en la industria del molde y la matriz se templan por láser las zonas que sufren mayor esfuerzo como son los bordes de doblado de una matriz de conformado o los bordes cortantes o cuchillas de un troquel para el corte de chapa.

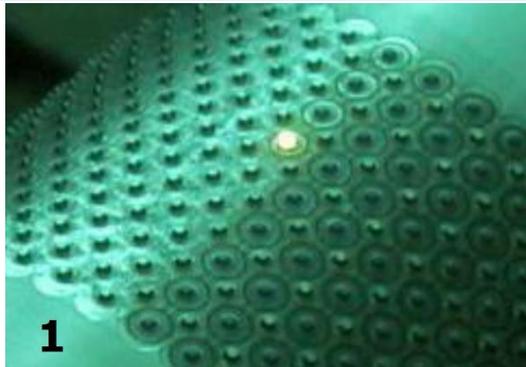
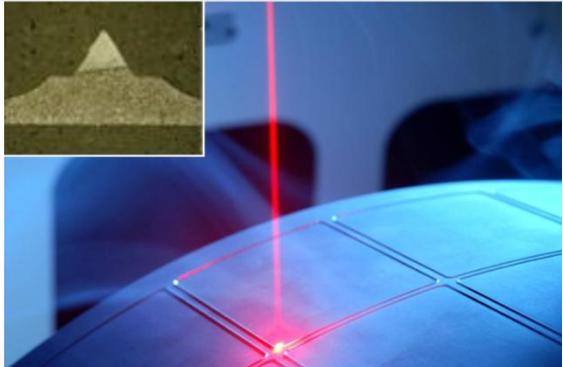
Por otro lado, en la industria del transporte, se templan por láser distintos tipos de ejes y superficies como las zonas del eje de un turbocompresor donde van a ir los rodamientos o en los pistones, las superficies de los alojamientos donde van a colocarse los anillos de compresión, así como el borde de un álabe de turbina de avión o los bordes de doblado en un pilar B de automóvil.

Otra de las industrias que usa el proceso de temple por láser en muchas de sus piezas es la de los componentes como es el caso de las pistas de los rodamientos [Poprawe, 2011], los flancos de engranajes, la superficie de las garras en las mordazas o zonas locales como es la zona de contacto con otros elementos en un muelle a torsión. Además, en tubos con aplicaciones diversas, mediante el trazado sobre la superficie de líneas templadas por láser en distintas direcciones se mejora notablemente la resistencia a impacto.

Tab. II.5: Algunas aplicaciones industriales del proceso de temple por láser; a) La industria del molde y la matriz; b) La industria de los componentes; c) La industria del transporte; d) Temple por láser selectivo (micro).

a) La industria del molde y la matriz	
Matriz de conformado de chapa [GNCláser, 2016]	Borde cortante [ERLAS, 2016]
	
b) La industria de los componentes	
Flancos de engranajes [LaserTherm, 2016]	Mordaza de agarre [LaserTherm, 2016]
	
Herramientas de conformado [Schuöcker, 2014]	Refuerzo a impacto de tubos [Standfuss, 2015]
	

c) La industria del transporte	
Pilar B de automóvil [ROFIN, 2016]	Superficie para el anillo de un piston [Parker, 2010]
	
Álabes de turbina [FRAUNHOFER, 2016]	Eje de turbocompresor [TRUMPF, 2016]
	

d) Temple por láser selectivo (micro)	
Superficies funcionales selectivas [DILAS, 2016]	Micro-cuchillas [DILAS, 2016]
	

Para acabar, mencionar que también hay temples muy selectivos o micro-temple como es el caso del endurecimiento de micro - cuchillas en rodillos para el corte o el aplastamiento en la industria papelera o el templeado selectivo de superficies funcionales.

Temple por láser multi - haz

Además de las aplicaciones del proceso de temple por láser mencionadas para los distintos sectores industriales, en numerosas ocasiones se utilizan más de un haz láser con el fin de evitar zonas blandas de revenido a altas temperaturas o para aumentar la eficiencia del proceso disminuyendo el tiempo de proceso. Esto se consigue mediante el trabajo con más de un láser o dividiendo el haz en partes para que cada parte actúe con un ángulo sobre la pieza [Benedict, 1983].

Procesado multi - haz para evitar zonas de reblandecimiento

El temple por láser multi - haz para evitar zonas de pérdida de dureza entre pasadas por revenido a alta temperatura consiste en templar a la vez toda la anchura de temple sin que haya un enfriamiento hasta la temperatura de formación de martensita entre dos pasadas con superposición. Para ello se solapan en el espacio y en el tiempo más de un haz láser con la misma dirección o en distintas direcciones que producen una capa templada uniforme sin zonas intermedias de bajada de temperatura por revenido a altas temperaturas.

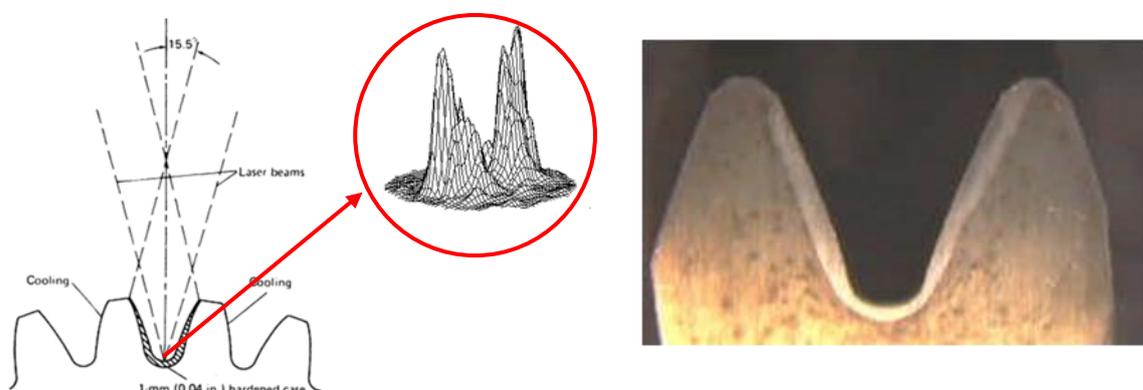


Fig. II.40: Configuración especial del haz láser durante el temple de dientes de engranaje [ASM, 1991]

Así, en el caso de temple de engranajes, y como se observa en la Fig. II.40, el haz láser se divide en dos incidiendo cada parte con una inclinación concreta en una cara de distintos flancos. Esto hace que se temple simultáneamente toda la anchura correspondiente a la cavidad donde engrana un diente de otro engranaje sin crearse un solapamiento intermedio que tendería a perder dureza por revenido a alta temperatura.

Otro ejemplo de procesamiento multi - haz para evitar revenidos a alta temperatura es crear un haz láser anular mediante un espejo tórico que divide el haz en muchos haces los que inciden cada uno en una dirección concreta sobre el cilindro que se quiere templar formando un anillo alrededor de este. En la Fig. II.41: Dcha. Orazi et al. simulan un haz láser anular girando muy rápidamente el eje rotativo donde se encuentra el cilindro a templar superficialmente y, así, evitan la bajada de dureza entre pasadas que se produce durante el temple por láser clásico de un cilindro (Fig. II.41: Izq.).

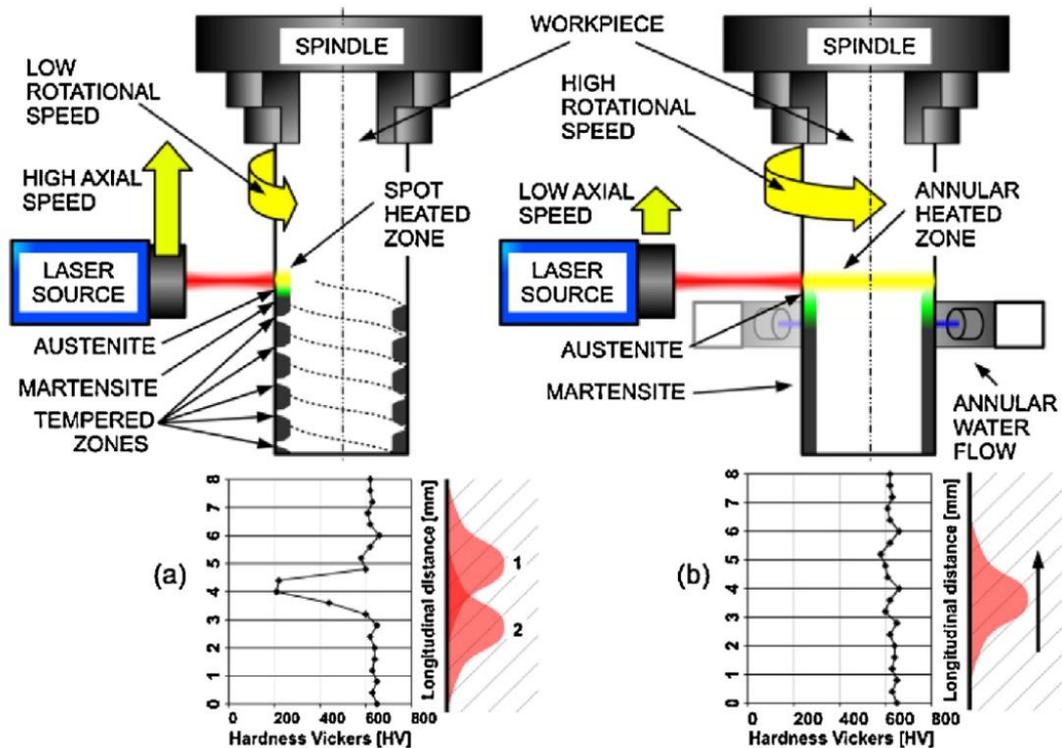


Fig. II.41: Izq. Temple por láser clásico de un cilindro; Dcha. Temple por láser de un cilindro imitando un haz en forma de anillo [Orazi, 2014]

Procesado multi - haz para mejorar la eficiencia del proceso

El temple por láser multi - haz para mejorar la eficiencia del proceso consiste en trabajar templando varias zonas simultáneamente con distintos haces láser cuyo único fin es mejorar la eficiencia del proceso; ya que se trata de zonas totalmente independientes donde no hay superposición en el espacio de zonas templadas. Normalmente se trata de piezas que tienen todos los planos paralelos a una dimensión, en la que avanzan los láseres, de la misma forma. Esto se observa con más detenimiento en la Fig. II.42: Izq. donde, en el proceso patentado por Yoshii

[Yoshii, 2006], se usan simultáneamente cuatro módulos de láseres de diodos de alta potencia para el templeado de las cuatro pistas para un carril de guía lineal. Además, en la figura se observa una sección transversal de las cuatro zonas templadas resultantes.

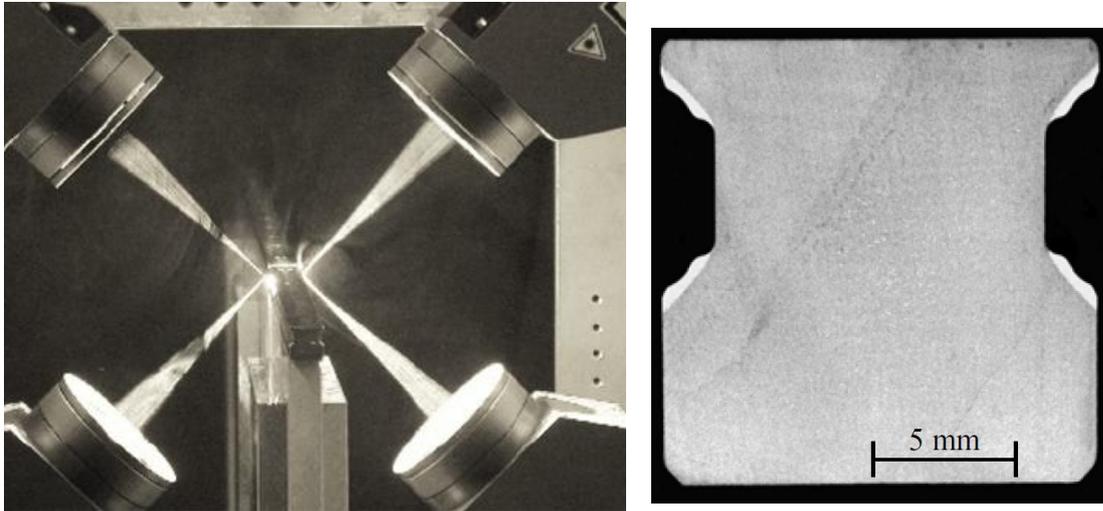


Fig. II.42: Izq. Temple por láser multi-haz de un carril guía lineal; Dcha. Sección transversal de las cuatro zonas templadas [Batchman, 2007]

II.2.10. Alternativas industriales al proceso de temple por láser

Los procesos de endurecimiento o temple superficial, entre los que se encuentra el temple por láser, son procesos que mejoran la resistencia al desgaste y dureza de la pieza sin afectar a su interior, dejando un núcleo dúctil.

Aunque en este apartado sólo se vayan a explicar los distintos métodos más comunes que endurecen por difusión, los procesos de endurecimiento superficial pueden dividirse en dos grandes grupos: los que involucran el recrecimiento, adición o aporte de una nueva capa y los que se basan en la modificación intencionada de la estructura o composición de las capas superficiales.

En cuanto a los métodos que involucran un endurecimiento de la superficie por la adición de un recubrimiento, se encuentran los procesos como la soldadura con aporte, el galvanizado electroquímico, la deposición química por vapor (CVD), la proyección térmica y/o las distintas técnicas para recubrir con capas delgadas, entre otros. Los métodos de endurecimiento por adición suelen ser menos

rentables cuando toda la superficie de la pieza debe de ser endurecida. Además, el comportamiento a fatiga de estos recubrimientos y revestimientos puede ser un factor limitante por una debilidad en la unión entre el recubrimiento y el sustrato. Pero, por otro lado, hay aplicaciones en las que pueden ser muy eficaces. Por ejemplo, los recubrimientos de TiN y Al₂O₃ en aceros de herramientas para la fabricación de herramientas de corte, además de aumentar la dureza de la capa superficial su inercia química reduce el desgaste de cráter y minimiza la posibilidad de que las virutas del material que se está procesando se suelden en la herramienta.

Por otro lado se encuentran los métodos de endurecimiento superficial que modifican la estructura o composición de las capas superficiales de la pieza que se quiere endurecer. En la Tabla II.6 se muestra una comparación de los métodos más habituales de endurecimiento superficial que se pueden encontrar en la industria: el temple por láser, el temple por inducción, el temple a la llama, el temple por el haz de electrones y el endurecimiento por inducción. La iconografía de la tabla es mediante flechas, cuyo sentido significa un aumento o disminución de la característica que se está evaluando con respecto a los otros procesos y cuyo color significa si ese aumento o disminución es positivo (verde) o negativo (rojo).

Tab. II.6: Comparativa entre distintos procesos de temple superficial [Tabernero, 2010]

	Láser	Inducción	Llama	Haz de electrones	Cementación
Máx. profundidad templada (mm)	1.5	5	10	1	3
Distorsión	↓	●	↑	↓↓	●
Flexibilidad en la geometría	↑↑	↓	↓	↑	●
Flexibilidad del material	↑	●	●	↑	↓
Precisión	↑	●	↓	↑	●
Auto-templabilidad	↑↑	●	↓↓	↑↑	↓
Oxidación superficial	●	●	↑↑	↓↓	↓
Impacto ambiental	↓	↓	●	↓	↑
Habilidad del operador	●	●	↑	●	●
Coste de la instalación	↑	↓	↓	↑↑	●

A continuación se describen los métodos alternativos al temple por láser junto con sus ventajas y desventajas más características [ASM, 1991].

Temple superficial por inducción

El temple por inducción se basa en crear un campo magnético alterno sobre un material conductor penetrando a una profundidad mayor cuanto menor sea la frecuencia del campo inductivo. Por lo tanto, en este proceso la intensidad del campo magnético regula la temperatura del tratamiento térmico y la frecuencia marca la profundidad del tratamiento.

Así, se puede afirmar que el proceso de temple por inducción es la alternativa al proceso de temple por láser debido al bajo coste que supone su instalación y a la relativa facilidad de puesta a punto. La principal desventaja del proceso es que es muy poco versátil en cuanto a la geometría debido a que la forma del inductor debe de ser un negativo de la geometría de la pieza que se quiere templar superficialmente. Por el contrario, la gran ventaja de este proceso, es que la profundidad de la capa endurecida tiene relación directa con la frecuencia del campo magnético inducido, y puede llegar a ser de varios milímetros.

Como principal campo de aplicación está el endurecimiento de los flancos de engranajes. Una gran ventaja de este método es que una vez que se ha diseñado y fabricado el inductor, se puede realizar la operación de templado en una única pasada, evitando el efecto del revenido a alta temperatura.

Temple superficial a la llama

El proceso de temple o endurecimiento a la llama consiste en calentar la superficie de la pieza con una llama compuesta por una mezcla de gases combustibles, normalmente contiene oxiacetileno, y luego enfriarla rápidamente. El enfriamiento suele ser mediante chorros a presión implementados en la misma antorcha donde se produce la llama o una paralela que se aplica a la pieza tras pasar la llama.

De los temples superficiales evaluados es el más grosero, el que más profundidad templada alcanza, así como el que más daño térmico y distorsión proporciona a la pieza. Su uso más común es sobre piezas que deberían ser templadas con un horno pero debido a las dimensiones o formas de estas resulta muy difícil el temple al horno.

Temple superficial por haz de electrones

El temple por haz de electrones consiste en utilizar como fuente de energía un haz de electrones a alta velocidad para calentar piezas conductoras. Los electrones son acelerados y formados en una pistola de electrones. Tras esto, el haz de electrones pasa a través de una bobina de enfoque que controla con precisión la densidad de electrones del haz y el tamaño de este cuando llega a la pieza. Por otro lado, para poder producir el haz de electrones es necesario crear una alta presión de vacío de $1,3 \times 10^{-3}$ Pa que evita la dispersión del haz de electrones cuando están viajando a relativamente baja velocidad. Esta presión de vacío ayuda a evitar oxidaciones en las piezas tratadas.

Como ocurre con el temple por láser, con el haz de electrones no es necesario un medio de enfriamiento adicional ya que se produce un auto - templado con el resto de la pieza sin calentar. Pero, por otro lado es con diferencia el proceso más caro en lo que respecta a los costes de la instalación necesaria.

Endurecimiento superficial por cementación

La cementación es un endurecimiento superficial por difusión que consiste en introducir la pieza en una atmósfera con alto contenido en carbono y llevarla a altas temperaturas, a temperaturas de temple. El carbono de la atmósfera se introduce en la pieza hasta una cierta profundidad que mediante la formación de carburos y de la fase martensita, si el enfriamiento es el correcto, se forma una capa superficial más dura que el núcleo pero con distinto contenido en carbono. Su principal ventaja es la baja oxidación superficial de la pieza, pero su gran desventaja es que núcleo y superficie se consideran dos materiales distintos por su diferencia en el contenido de carbono.

II.3. TEMPLE POR LÁSER CON ÓPTICAS TIPO ESCÁNER -TLE-

En el temple por láser tradicional, o temple por láser con ópticas fijas, el haz láser se forma con lentes y espejos a los que no se les dota de movimiento. En este caso la densidad de energía en la zona de trabajo es constante en forma y si se quiere cambiar la forma para realizar, por ejemplo temples de mayor anchura, es necesario cambiar las lentes y/o espejos por otros más adecuados. En cambio, en el temple por láser con ópticas tipo escáner (TLE), o en el temple por láser con ópticas móviles, se varía la densidad de energía en la zona de trabajo por medio de unos espejos que mueven el haz láser [Martínez, 2012 a]. Así, para variar la densidad de energía en el campo de trabajo no es necesario parar el proceso y cambiar de lentes con el tiempo que conlleva.

Así, este apartado se ha dividido en tres partes. En la primera parte se explican los distintos sistemas con ópticas fijas que se dan para la formación del haz en el temple por láser tradicional. A continuación se explica qué es un escáner en el ámbito de los procesos láser de alta potencia con sus diferentes configuraciones. Para acabar se menciona la evolución y la situación actual de los escáneres o ópticas móviles en los procesos de tratamiento superficial por láser.

II.3.1. Temple por láser con ópticas fijas

Dentro del proceso de temple por láser convencional, uno de los aspectos clave del proceso se encuentra en el diseño de los sistemas ópticos para la formación del haz láser. Las ópticas fijas direccionan el haz láser hasta la zona de trabajo confiriéndole la forma deseada para el temple. Normalmente son formas cuadradas o rectangulares ya que se desea barrer el área a templar con una densidad de energía lo más constante posible a lo largo de toda la línea templada. Si para el guiado del haz láser hasta la zona de trabajo se utiliza una fibra óptica será necesario convertir un haz láser circular a la salida de la fibra en un haz cuadrado o rectangular en la zona de trabajo mediante una lente adecuada.

Con el fin de conseguir distribuciones de energía óptimas en el proceso de temple por láser las tecnologías en ópticas fijas se pueden subdividir en tres tipos: sistemas

de lentes y espejos, espejos facetados y elementos ópticos difractivos (DOE). A continuación se explica más detalladamente cada una de ellas.

Sistemas de lentes y espejos

Estos sistemas de lentes y espejos van guiando y configurando el haz láser de forma directa a partir de muchas haces menos potentes hasta la zona de trabajo [Gasemi, 2012]. Como se observa en la Fig. II.43, la configuración óptica de un módulo láser de diodos para aplicaciones de temple está compuesta por lentes de acoplado, lentes cilíndricas, lentes esféricas, espejos/prismas de reflexión y divisores de haz, entre otros. Este sistema de lentes y espejos es el que usan los láseres de diodos de alta potencia el cuál se explica con más detenimiento en el Apartado II.2.4.

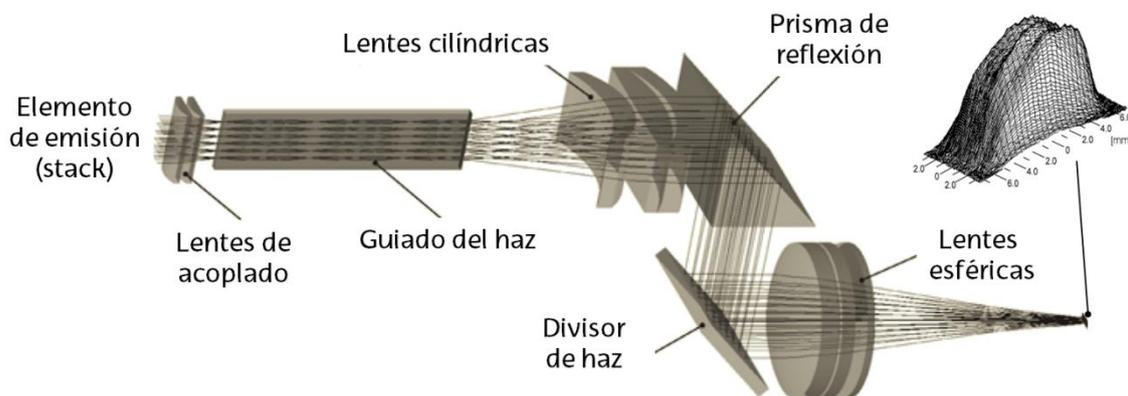


Fig. II.43: Configuración óptica de un módulo láser de diodos para aplicaciones de temple [Bachmann, 2007]

Espejos facetados

Los espejos facetados trabajan como integradores de haz ópticos [Dickey, 2014] [Fang, 2013]. Son espejos con varias caras o facetas, cada una de ellas orientada con un cierto ángulo, que forman un haz láser con una forma determinada y lo orientan en una determinada posición (Fig. II.44). En el temple por láser se usan para convertir un haz láser circular en un haz láser con forma cuadrada o rectangular. Se usan para poder templar con láseres de CO₂ o para convertir en rectangular la densidad de energía que sale de la fibra de guiado en láseres de diodos de alta potencia o en láseres de estado sólido.

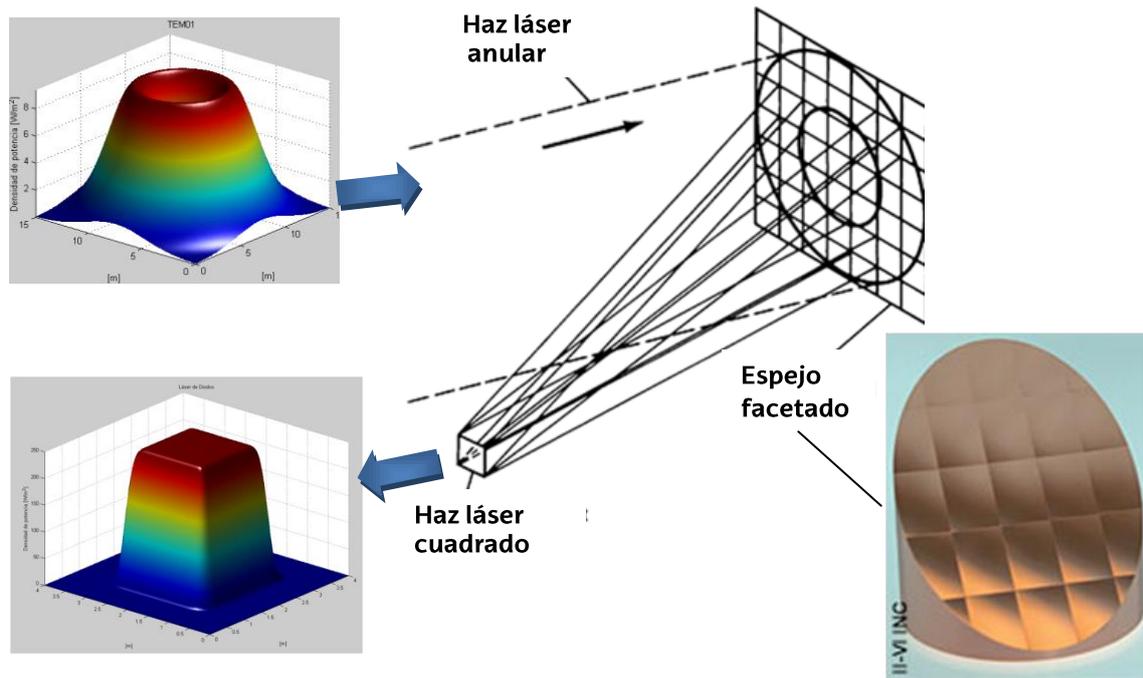


Fig. II.44: Espejo facetado trabajando como integrador óptico del haz láser

Por otro lado, para fabricar estos espejos se usan procesos de muy alto valor añadido como es el torneado duro con punta de diamante [Luo, 2005]. Son espejos caros con rugosidades nanométricas que debido a sus aristas vivas no se pueden pulir. Es la misma tecnología que se utiliza para fabricar ópticas de telescopios.

Elementos ópticos difractivos (DOE)

Las ópticas difractivas son elementos ópticos customizados que se forman a partir de un diseño holográfico hecho por ordenador [Gibson, 2009] [Hansen, 2014] [Hagino, 2010] y que se graba en una lente, normalmente por medio de mecanizado químico [Hirai, 2005]. Después del mecanizado suelen recubrir con oro para darles las características ópticas necesarias. Se mecanizan varias capas en las lentes lo que produce índices de difracción variables (Fig. II.45: Izq.). La superficie de la lente con escalones a diferente altura hace que el haz de luz coherente incidente cree un haz reflejado con una fase que depende de la altura de los escalones mecanizados en la lente. Así, como se muestra en la Fig. II.45: Dcha. se puede transformar un haz láser en forma de campana de gauss en forma cilíndrica, cuadrada, etc.

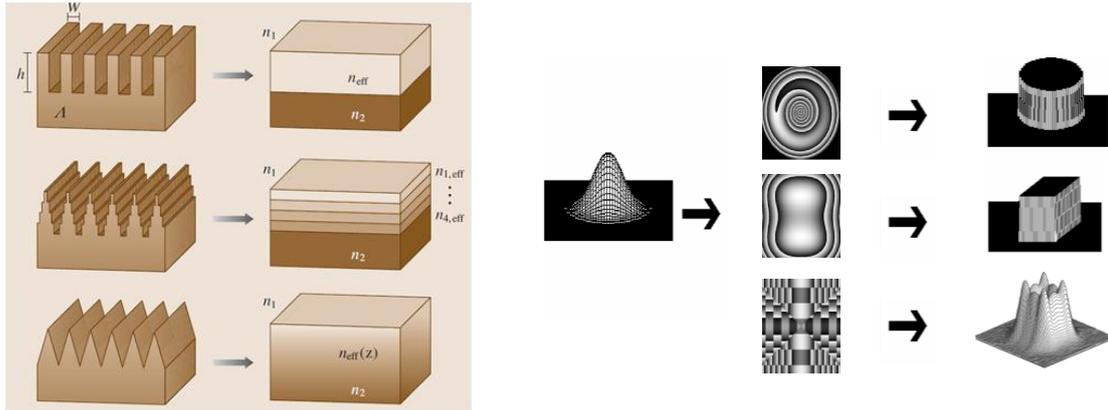


Fig. II.45: Izq. Composición de índices de difracción variables mediante mecanizado [Träger, 2007]; Dcha. Holografías sobre lentes para la formación de distintos haces a partir de una campana de gauss [LaserComps., 2016]

En la actualidad, hay empresas de ingeniería óptica especializadas en la fabricación de DOEs para láseres de alta potencia. Además, se está estudiando la aplicabilidad de esta técnica para otros procesos como el aporte por láser. En este caso, mediante la variación de la distribución de energía en el haz láser, se estudia variar la forma y propiedades finales del cordón aportado [Gibson, 2012].

II.3.2. Escáneres empleados en procesos láser de alta potencia

Cada vez es más común el uso de escáneres para el movimiento del haz láser en procesos láser de alta potencia. Un escáner, también denominado sistema galvanométrico o sistema de ópticas móviles, consiste en uno, dos o tres ejes adicionales compuestos por espejos que dotan de movimiento al haz láser. Así, un escáner es un sistema óptico de espejos que giran y guían el haz láser dibujando una trayectoria marcada a alta velocidad que puede llegar hasta los 10.000 mm/s.

En la Fig. II.46: Izq. se observa un esquema de los componentes de un escáner. Está compuesto por dos espejos galvanométricos móviles (Fig. II.46: Dcha.) con sus respectivos motores, uno por cada eje X e Y, y una lente de campo plano cuya función es que el haz láser llegue perpendicular a la superficie en el plano focal o campo de trabajo. Los escáneres en 3D, con eje Z, tienen una lente adicional entre el primer espejo y la fibra de transporte que varía la distancia focal del haz láser. Esta lente se mueve mediante un eje de translación mecánico.

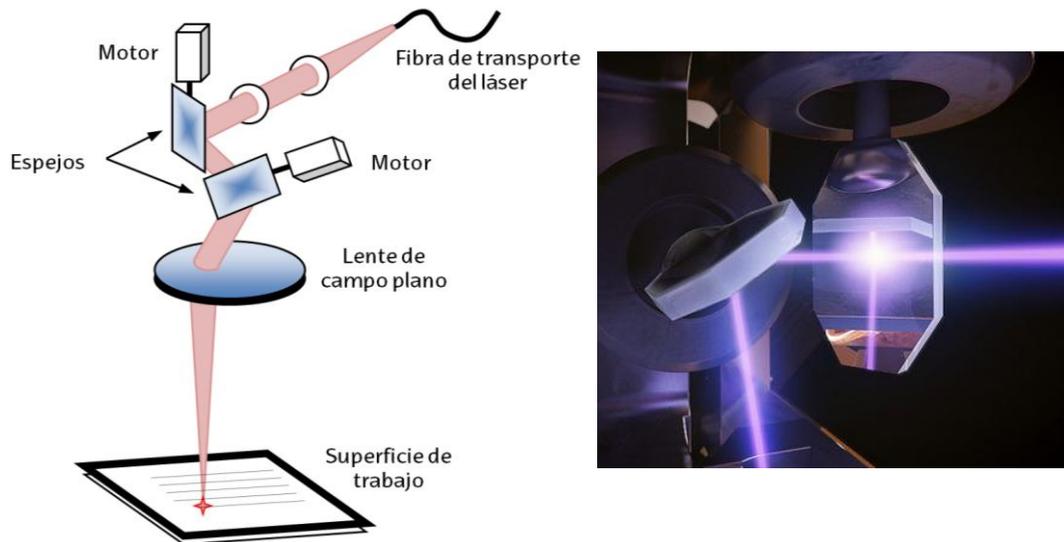


Fig. II.46: Izq. Componentes de un escáner [Martínez, 2012 b]; Dcha. Espejos galvanométricos direccionando un haz láser [FormLabs, 2016]

En cuanto a las limitaciones que se pueden dar durante el trabajo con escáneres por un lado está el poco recorrido de los ejes X e Y en el campo de trabajo y por otro, en escáneres en 3D, la velocidad del eje Z. La limitación de recorrido de los ejes se subsana añadiendo ejes adicionales más lentos pero de largo recorrido, como se explica más adelante. Por otro lado, la limitación de velocidad del eje Z al ser un eje de translación en vez de giro hace que cuando el proceso láser requiera altas velocidades se trabaje en 2,5 ejes, en planos de Z constante.

Así, para que se pueda trabajar a altas velocidades también en el eje Z se están empezando a integrar en sistemas comerciales de marcado láser lentes que controlan la distancia focal electrónicamente [Eberle, 2013]. Como se observa en la Fig. II.47 son lentes deformables que llevan integradas un anillo que las comprime o descomprime electrónicamente variando sus dimensiones, y por tanto el plano focal del haz que las atraviesa, a muy altas velocidades.

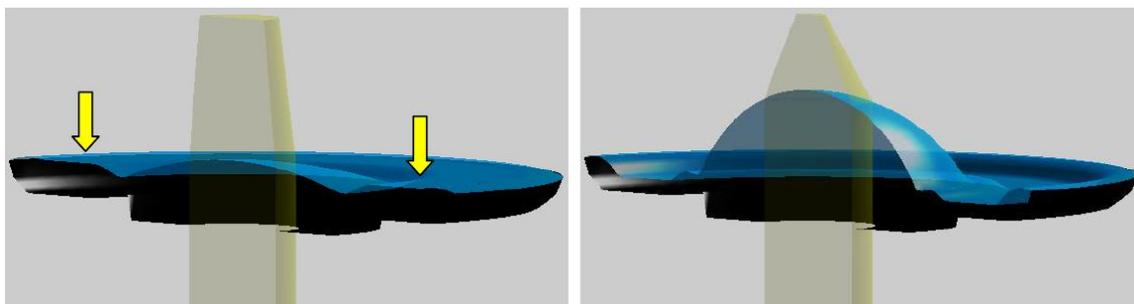


Fig. II.47: Lentes con distancia focal variable electrónicamente, entre 20-120 mm [Blum, 2011]

Por otro lado decir que en cuanto a los tipos de procesos láser que se pueden realizar con un escáner es muy variado. Un escáner es un sistema que se puede considerar "multi - tasking" ya que con el mismo sistema óptico y láser es posible cortar [Lee, 2013], soldar [Wetzig, 2013] [Mincuzzi, 2016], taladrar [Arrizubieta, 2013], marcar [Costa, 2015], texturizar [Braun, 2014], pulir [Pfefferkorn, 2013] o en su caso, por ahora menos común, templar [Martínez, 2012-1].

Calibración del campo de trabajo

A la hora de trabajar con un escáner las lentes de campo plano y el sistema óptico que lo componen crean unas distorsiones en el campo de trabajo que son necesarias corregir para evitar errores de posicionamiento del haz láser. Se realiza mediante un archivo de corrección que se carga cada vez que se trabaja con el programa que manda las posiciones a los ejes del escáner. Así, como se observa en la Fig. II.48, estas distorsiones en el campo de trabajo pueden ser en forma de almohada si las deformaciones son mayores en las esquinas que en el centro del campo de trabajo o en forma de barril si las deformaciones son mayores en el centro que en las esquinas. Estas deformaciones también ocurren en escáneres de 2D cuando a pesar de estar calibrado se trabaja fuera del campo de trabajo.

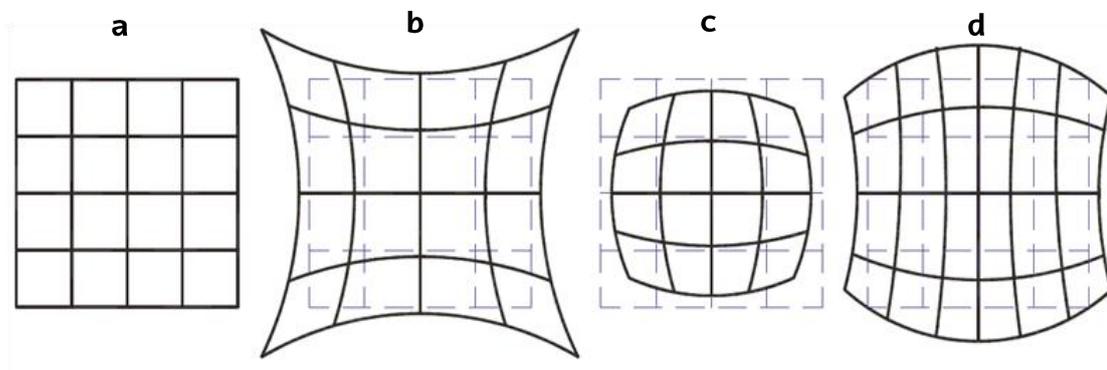


Fig. II.48: Diferentes distorsiones en el campo de trabajo de un escáner [Chen, 2008 b]: (a) sin distorsiones, (b) forma almohada, (c) forma barril, (d) forma almohada - barril

Errores y retrasos durante el funcionamiento

Los escáneres para procesos láser de alta potencia pueden trabajar por puntos pulsados de forma discreta o por vectores de forma continua [Chen, 2008 a]. Trabajando por vectores de forma continua, sobre todo a altas velocidades de escaneo, se manifiestan una serie de errores y retrasos.

Durante el trabajo con vectores los comandos de funcionamiento se clasifican en comandos de salto, de marcado y de polígono [Ukar, 2012]. El comando de salto es empleado para recorrer un cierto vector con el láser apagado, pudiendo ser distinta la velocidad de salto de la velocidad de marcado. El comando de marcado permite llevar a cabo un movimiento a lo largo de un vector con el láser encendido, es decir el láser se enciende al inicio del vector y se apaga al final. Y por último, el comando de polígono permite reproducir un polígono a la velocidad de marcado programada. Una vez finalizado el primer vector del polígono el láser permanece encendido y ejecuta el siguiente vector del polígono. En realidad son vectores de marcado sucesivos donde no hay encendido y apagado entre uno y otro.

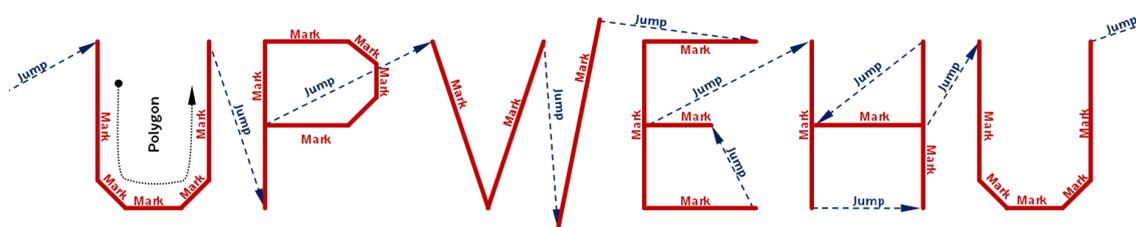


Fig. II.49: Tipo de comandos durante el marcado de una trayectoria mediante un escáner

Así, los errores durante el escaneado generados por los tres comandos mencionados anteriormente son debidos a distintos tipos de retrasos. Por un lado están los retrasos/adelantos en el encendido y apagado del láser con respecto al movimiento de los ejes del escáner. Por otro lado están los retrasos de polígono que tienen relación con el cambio de velocidad de los ejes en un cambio brusco de dirección. Si se disminuye la velocidad para seguir la geometría programada se producirá una sobreexposición del láser en la zona de cambio de dirección mientras que si se mantiene la velocidad constante se suavizarán los ángulos en los cambios de dirección.

En la Fig. II.50 se observa el efecto que pueden causar estos errores sobre la trayectoria del láser inicialmente programada. La imagen de la izquierda está marcada a 200 mm/s, siendo el resultado final el deseado. Al contrario, la imagen de la derecha marcada a 5000 mm/s tiene errores de posicionamiento debido a los retrasos, un suavizado considerable de ángulos en los cambios bruscos de dirección y retrasos a la hora de encender el láser dejando zonas sin marcar.

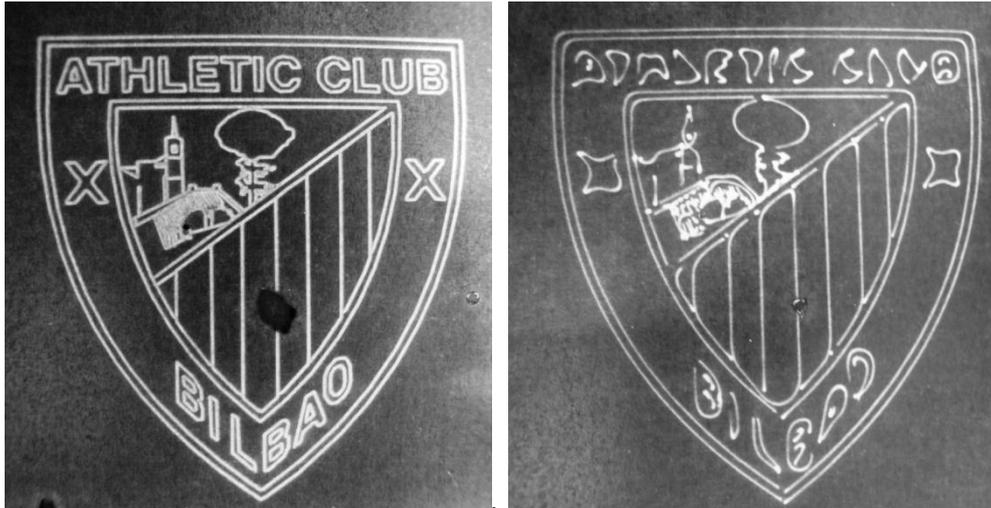


Fig. II.50: Izq. Marcado de una imagen a 200 mm/s; Dcha. Marcado de una imagen a 5000 mm/s

Situación en máquina

Como se ha comentado anteriormente los escáneres son uno, dos o tres ejes adicionales de movimiento muy rápidos pero de corto recorrido. Estos sistemas se pueden colocar en un elemento fijo, en un robot serie o en una máquina cartesiana.

Si el escáner se coloca sobre un elemento fijo, los únicos ejes de la máquina en cuestión son los del propio escáner y se usa principalmente en el proceso de marcado de piezas donde el recorrido del láser es el campo de trabajo del escáner.

Por otro lado un escáner, al ser un sistema ligero, se puede colocar en la muñeca de un *robot serie* (Fig. II.51: Izq.). Esta configuración se utiliza en procesos remotos (procesos en los que se trabaja a distancia) en los que los requisitos de posicionamiento y precisión no son determinantes como la soldadura por láser remota en el sector del automóvil. Son procesos en los que el robot posiciona al escáner y con el robot parado actúa el láser movido por los ejes del escáner.

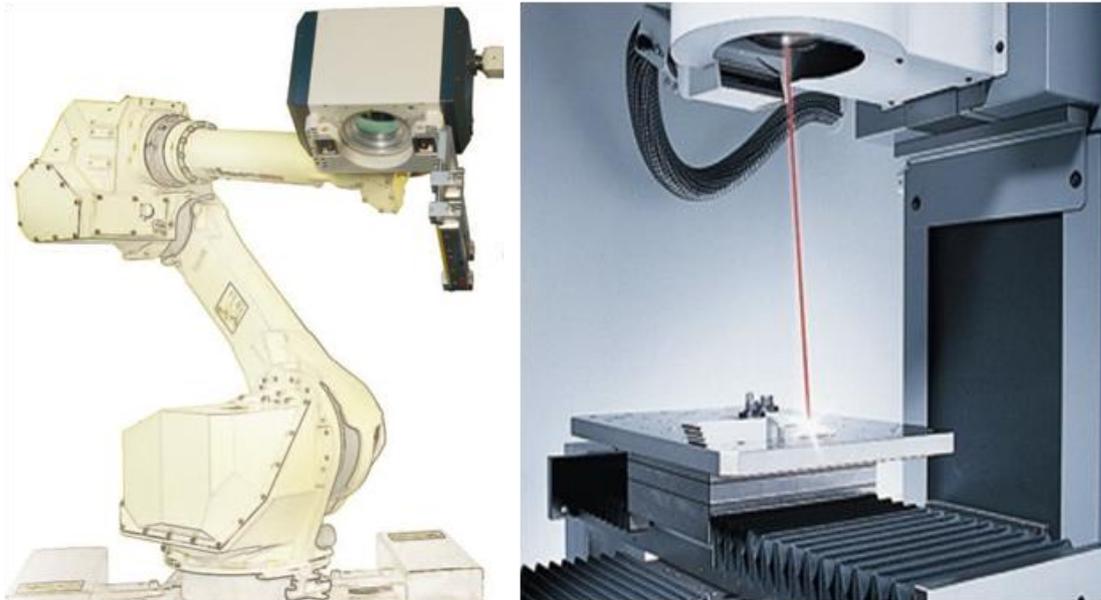


Fig. II.51: Izq. Escáner posicionado en la muñeca de un robot serie [BLACKBIRD, 2016];
Dcha. Escáner en el cabezal de una Máquina - Herramienta [DMG MORI, 2016]

Para acabar, los escáneres se pueden colocar en el cabezal de una Máquina - Herramienta cartesiana (Fig. II.51: Dcha). Esta última configuración se utiliza en procesos de precisión donde se necesiten cinco ejes como el pulido y el texturizado o en procesos de marcado donde la pieza sea de mayores dimensiones que el campo de trabajo del escáner. En este caso la manera óptima de trabajar es con los ejes de la máquina y escáner de forma continua [Cuccolini, 2013].

II.3.2. Evolución y situación actual de los escáneres en el tratamiento superficial mediante láser

Como se ha comentado en el apartado anterior los escáneres son sistemas que se pueden denominar "multi - tasking", ya que con un mismo sistema se pueden realizar más de un tipo de proceso láser de alta potencia. Pero el uso industrial de las ópticas de escaneo en tratamientos superficiales por láser, concretamente en el proceso de temple por láser con ópticas de escaneo (TLE), está todavía en su fase experimental. El principal problema del TLE es la medida de temperatura durante el proceso, aspecto que es mucho más complejo que en el proceso convencional debido a que el láser está en movimiento y a velocidades muy altas. Por otro lado, además de medir la temperatura, es necesario poder realizar un control de ésta y mantenerla constante durante todo el proceso.

La primera aplicación encontrada en bibliografía de una óptica móvil para dirigir el haz láser en la zona de trabajo data del año 1985. Se trata de una patente [Benedict, 1985] en la que se usa un espejo galvanométrico con un motor para dirigir el haz láser y templar superficialmente los dientes de un engranaje. Como se observa en la Fig. II.52, mientras que el espejo galvanométrico dota al haz láser de una velocidad de escaneo que lo mueve a lo largo de toda la anchura de los dientes, el engranaje rota dándole al haz láser una velocidad de avance a lo largo de todo el flanco del diente para luego pasar al siguiente.

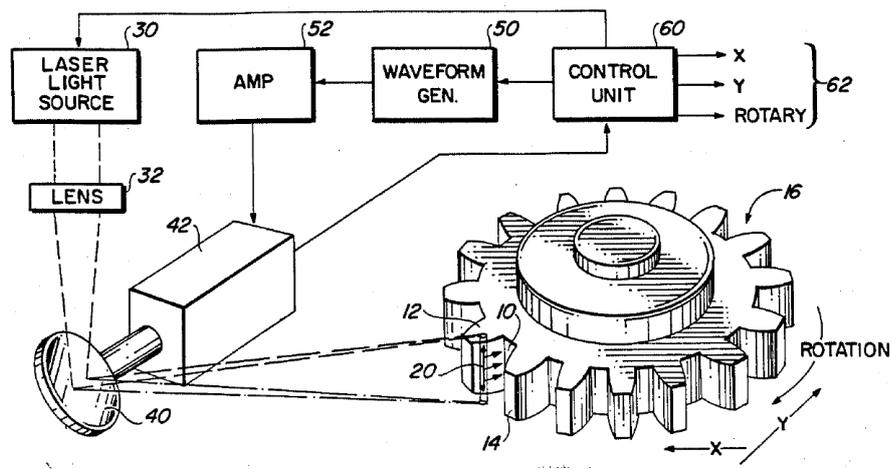


Fig. II.52: Espejo galvanométrico para el temple de dientes de engranajes [Benedict, 1985]

Otra aplicación de temple por láser con una óptica móvil, anterior a los actuales escáneres, es mover el haz láser mediante el giro de un espejo facetado en vez de usar un espejo galvanométrico [Kim, 2001] [De Loor, 2013]. Dado que, uno de los principales problemas del proceso de temple por láser es el reblandecimiento que se produce durante el solapamiento de trayectorias, una alternativa es templar áreas más anchas mediante el uso de espejos facetados. Estos espejos en concreto tienen forma de tronco cónica con caras planas a lo largo de toda la superficie (Fig. II.53: Dcha). En la Fig. II.53: Izq. se observa un esquema de este sistema en el que la velocidad de escaneo del haz láser depende de la velocidad de giro del espejo y la anchura del área templada depende del número de caras del espejo facetado.

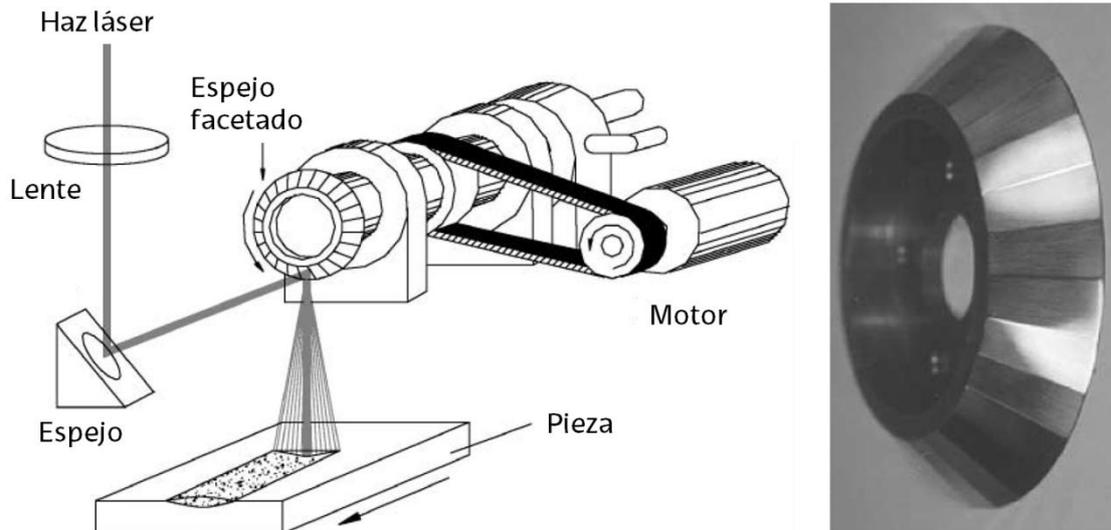


Fig. II.53: Izq. Esquema de un sistema para templar grandes anchuras; Dcha. Espejo facetado con 24 caras [Kim, 2001]

La versatilidad que proporciona el proceso de TLE en cuanto a posicionamiento rápido posibilita un cambio de anchura en el área que se está templando sin la necesidad de cambiar de óptica. Esto, permite ahorrar el tiempo de proceso necesario para el cambio de óptica y, por otro lado, no se dan áreas intermedias de reblandecimiento en el solapamiento entre la zona anterior al cambio de óptica y la siguiente a distinta anchura. En la Fig. II.54 se muestra una pieza test con anchura de temple variable ejecutada por el sistema Lassy desarrollado por el centro tecnológico Fraunhofer USA. Este sistema además de templar también se puede usar para el reblandecimiento local de aceros endurecidos. Se puede decir que a día de hoy es el sistema más versátil y cerrado de TLE del que se tiene conocimiento para su uso industrial.

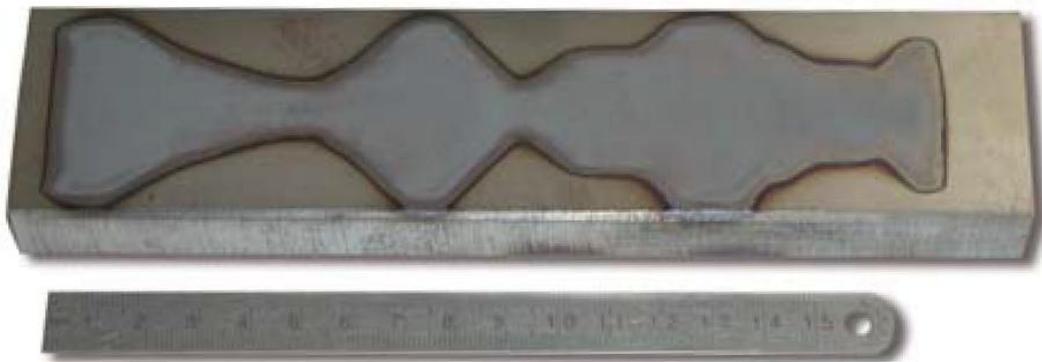


Fig. II.54: Temple con anchura variable realizado por el sistema LASSY [FRAUNHOFER, 2016]

Sincronización entre los ejes de la máquina y del escáner

Actualmente, a la hora de trabajar con escáneres en procesos de tratamiento superficial por láser se observan principalmente dos problemas a los que industrialmente se está intentando dar solución. Entre otros, estos dos problemas se abordarán proponiéndoles una solución para el caso del proceso de TLE en los distintos apartados de este documento.

Por un lado está el problema de la medición y el control de la temperatura durante el proceso dificultado por el movimiento del haz láser a muy altas velocidades lo dificulta bastante.

Por otro lado, está el problema de sincronización entre los ejes del escáner y los de la máquina. Los escáneres tienen un campo de trabajo muy limitado y, por lo general, en procesos como el temple por láser es necesario trabajar piezas de mayores dimensiones que el campo de trabajo o mover un eje que no se corresponde con los ejes del escáner, como puede ser un eje de rotación durante el temple de una pieza cilíndrica.

Así, para trabajar con trayectorias de gran recorrido en un solo eje, se diseña un eje lineal adicional que se mueve con una velocidad de avance y se vuelve a dimensionar la trayectoria del escáner dependiendo de esa velocidad para que la velocidad resultante final sea la deseada [De Loor, 2013]. Otra opción más complicada, pero válida para trayectorias largas en más de un eje, es dividir la trayectoria total en dos, una para los ejes largos o ejes de la máquina y otra para los ejes cortos o ejes del escáner. En la Fig. II.55 se observa como se ha hecho esta división con el ejemplo de una pieza cortada por láser.

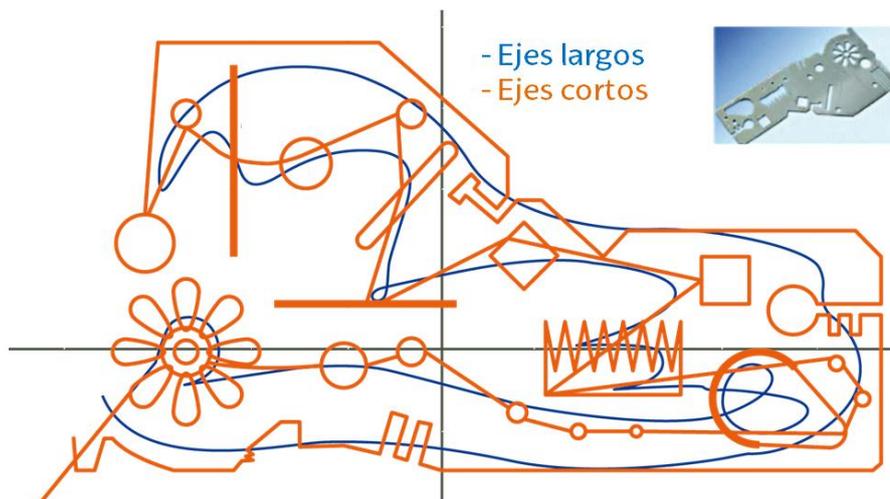


Fig. II.55: Configuración de los ejes y sus trayectorias de la máquina de corte por láser [PRIMAPOWER, 2016]

Otros tratamientos superficiales por láser con ópticas de escaneo

A día de hoy el tratamiento superficial por láser con ópticas de escaneo por excelencia, cuyo fin no suponga un endurecimiento de la pieza, es el marcado por láser. El marcado por láser es el tratamiento superficial por láser más utilizado en la industria por la calidad de los marcados resultantes, porque no son necesarios láseres de altas potencias y por la variedad de materiales utilizados que van desde los materiales orgánicos a los vidrios pasando por materiales plásticos o metálicos. En la Fig. II.56 se observa una variedad a color del marcado por láser con fines decorativos que es el grabado de revenido [Boone, 2007]. Este proceso se basa en calentar muy localmente cada zona a grabar a distintas temperaturas y con ello conseguir además de distintas zonas de marcado distintos colores.



Fig. II.56: Grabado de revenido por láser sobre titanio [TRUMPF, 2016]

Otra aplicación del revenido por láser con ópticas de escaneo es el reblandecimiento local de piezas metálicas (Fig. II.57: Izq.) para posteriormente efectuarles otro proceso de fabricación local como el punzonado - cizalladura, el doblado o la embutición profunda. En la Fig. II.57: Dcha. se observa una reducción de fuerzas superior al 81 % durante la cizalladura de una chapa de acero de ultra alta resistencia sin revenirla por láser y reviniéndola por láser durante cierto tiempo. Una aplicación de este reblandecimiento es crear una zona por donde se quiere que se rompa una chapa conformada en caliente en caso de impacto. Por ejemplo, en los pilares principales que sustentan la carrocería de un automóvil, se puede reblandecer una zona por la que, en caso de impacto, se produzca la rotura programada y no afecte a los pasajeros del automóvil.

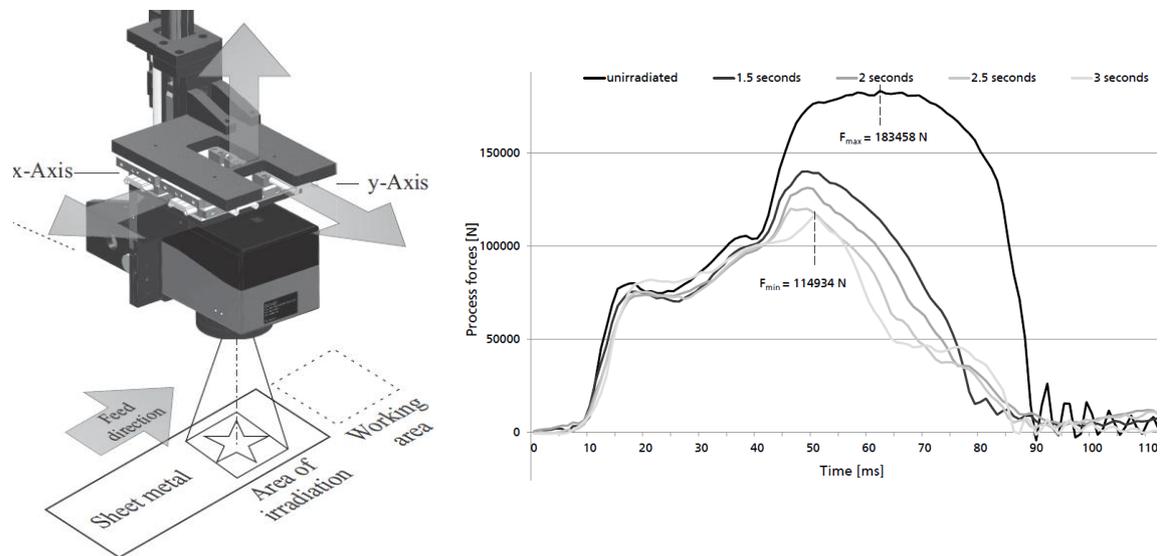


Fig. II.57: Izq. Esquema del proceso de revenido local por láser; Dcha. Esfuerzos durante la cizalladura en un acero de ultra alta resistencia [Brecher, 2014]

II.4. MODELIZACIÓN DEL PROCESO DE TEMPLE POR LÁSER

Comenzando con una definición genérica, la modelización de un proceso de fabricación es una representación, por medio de distintos métodos, de una característica del proceso. De esta forma, con los resultados de la modelización se puede predecir y mejorar a priori la característica que se está estudiando. Por un lado, hay que tener en cuenta que no existe ningún modelo que represente globalmente todas las características de un proceso, por lo que previamente a la definición del modelo a utilizar hay que tener claro cuál es el objetivo y qué es lo que se quiere obtener de resultado. Por otro lado, es muy importante elegir la metodología que se va a seguir, ya que una variable que no se ha tenido en cuenta o el sobredimensionamiento de un modelo se puede modificar con más o menos trabajo pero la elección incorrecta de la metodología a seguir, o del tipo de modelo desarrollado, significa empezar de nuevo con el estudio. Por último, es muy importante definir el dominio sometido a estudio, ya que la modelización de un dominio muy grande puede generar un modelo sumamente completo y un dominio muy focalizado puede generar un modelo muy local. En resumen, la definición previa de un modelo se basa en un conocimiento profundo del proceso.

La modelización elegida puede ser mixta, combinando uno o varios tipos de modelos, dependiendo del grado de desconocimiento que se tenga sobre los fenómenos físicos que ocurren en el proceso o dependiendo de la facilidad de medición de la variable a estudiar o los medios experimentales de los que se dispongan.

Este trabajo se enfoca en la modelización térmica del proceso de TLE y en la obtención de la temperatura ya que todas las variables de salida del proceso se relacionan directamente con la temperatura que se ha dado durante el proceso. A pesar de esto, como se explica más adelante y debido a las dificultades que conlleva su medición, hay algunos tipos de modelos experimentales, como pueden ser los basados en los métodos de diseño de experimentos o en redes neuronales, en los que sin modelizar la temperatura se obtienen directamente los parámetros de salida, como la profundidad de capa templada o la dureza tras el proceso, que por otro lado son consecuencia directa de la temperatura alcanzada durante el proceso.

II.4.1. Tipología de modelos térmicos

La modelización de la temperatura de un proceso de fabricación, como es el proceso de TLE, se puede abordar mediante tres tipos de metodologías: modelos de tipo experimental, modelos de tipo numérico o modelos basados en ecuaciones analíticas.

A continuación se explica detalladamente cómo se puede abordar cada tipo de modelo junto con sus subtipos, ejemplos bibliográficos y aplicaciones para el proceso de temple por láser.

Modelos matemáticos analíticos

El estudio de un proceso de fabricación mediante un modelo matemático analítico se basa en obtener las ecuaciones constitutivas que gobiernan el proceso y resolverlas de forma directa para un caso específico. La resolución de estas ecuaciones se realiza mediante una matemática compleja en la que suelen ser necesarias numerosas simplificaciones. Para el caso del procesado laser de materiales uno de los libros de referencia es el escrito por Dowden [Dowden, 2001].

Los modelos analíticos están muy limitados en cuanto a geometrías de pieza debido a la complejidad de los algoritmos. Además, no es posible introducir una densidad de energía láser definida mediante puntos que no siga ninguna ecuación. En cambio para la creación del modelo no es necesario ningún ensayo previo como ocurre en los modelos experimentales, aunque sí será necesario validarlo experimentalmente para ver si concuerda con la realidad.

Un ejemplo de modelo analítico se observa en el esquema de la Fig. II.58 donde se templea un diente de engranaje mediante el barrido por láser de un área con dos velocidades: una rápida y transversal o de escaneo y otra más lenta de avance. Así, para introducir los efectos de multi - pasada y resolver la ecuación analítica en temperatura se suma el efecto de sucesivas pasadas transversales trasladadas en el tiempo y en el espacio en el punto M bajo la superficie. Como resultado con la ecuación analítica se obtienen distintas ventanas de productividad para distintos láseres y diámetros.

Como se muestra en la Fig. II.59 [Badkar, 2010] utilizando un software de análisis de experimentos estadísticos (*Desing - Expert 7*) se relacionan variables de entrada como la potencia del láser, la velocidad de avance o la posición del plano focal con respecto a la superficie de la pieza con variables de salida como la geometría de la zona templada por láser. De esta forma, con un diseño *Box - Behnkin* de tres niveles y un ajuste cuadrático, se obtienen ecuaciones de las variables de salida en función de las variables de entrada pudiendo así analizar tendencias y predecir resultados.

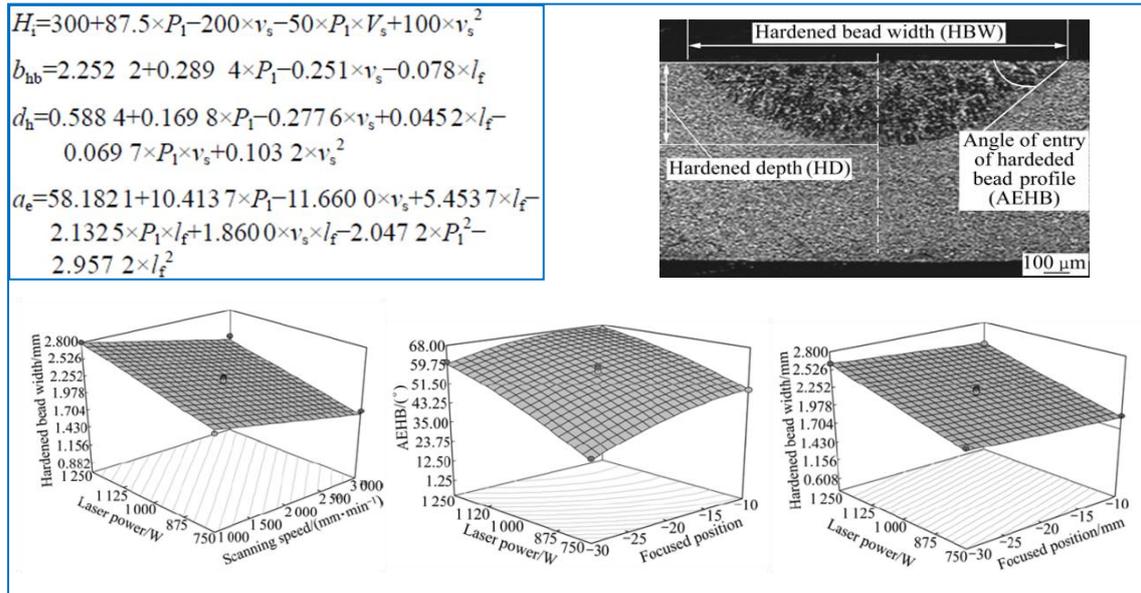


Fig. II.59: Resultado de la modelización del proceso de temple por láser mediante técnicas experimentales [Badkar, 2010]

En estas técnicas de modelización el análisis de las variables de salida puede ser muy costoso. Por ejemplo, en el caso expuesto, la medición de los parámetros de salida para poder obtener las ecuaciones supone ensayos destructivos de cortar la pieza ensayada, encapsular, pulir, atacar y medir los resultados en la probeta. Además, introducir más variables de entrada conllevaría aumentar casi exponencialmente el número de ensayos a realizar. Por otro lado, cambios previsibles como la geometría de la pieza o el material del proceso conllevaría repetir de nuevo la totalidad de los ensayos.

Modelos numéricos

El estudio de un proceso de fabricación mediante modelos numéricos se basa en la discretización del modelo o proceso a estudiar en partes más pequeñas, las cuales tienen sus propias ecuaciones constitutivas. Los modelos numéricos están más

abiertos a variaciones puntuales/locales que no tienen que englobar el conjunto completo. Estos modelos, normalmente, se discretizan en el tiempo en una serie de pasos y en el espacio en una serie de nodos. Tras esto, se resuelven las ecuaciones constitutivas en cada nodo espacial y para cada paso temporal. El diferencial de distancia entre los nodos y el diferencial de tiempo entre cada paso de simulación debe ser menor que un tamaño concreto para que el modelo converja.

Así, para la resolución de estos modelos numéricos son necesarios programas informáticos y la capacidad de los ordenadores es lo que limita su tamaño, ya que las ecuaciones se deben resolver tantas veces como pasos temporales y en cada paso se resuelven tantas ecuaciones como el número de nodos en que este dividido el modelo. La resolución de estas ecuaciones puede ser explícita o implícita, de manera que estén todas relacionadas dificultando la resolución en capacidad y tiempo de cálculo.

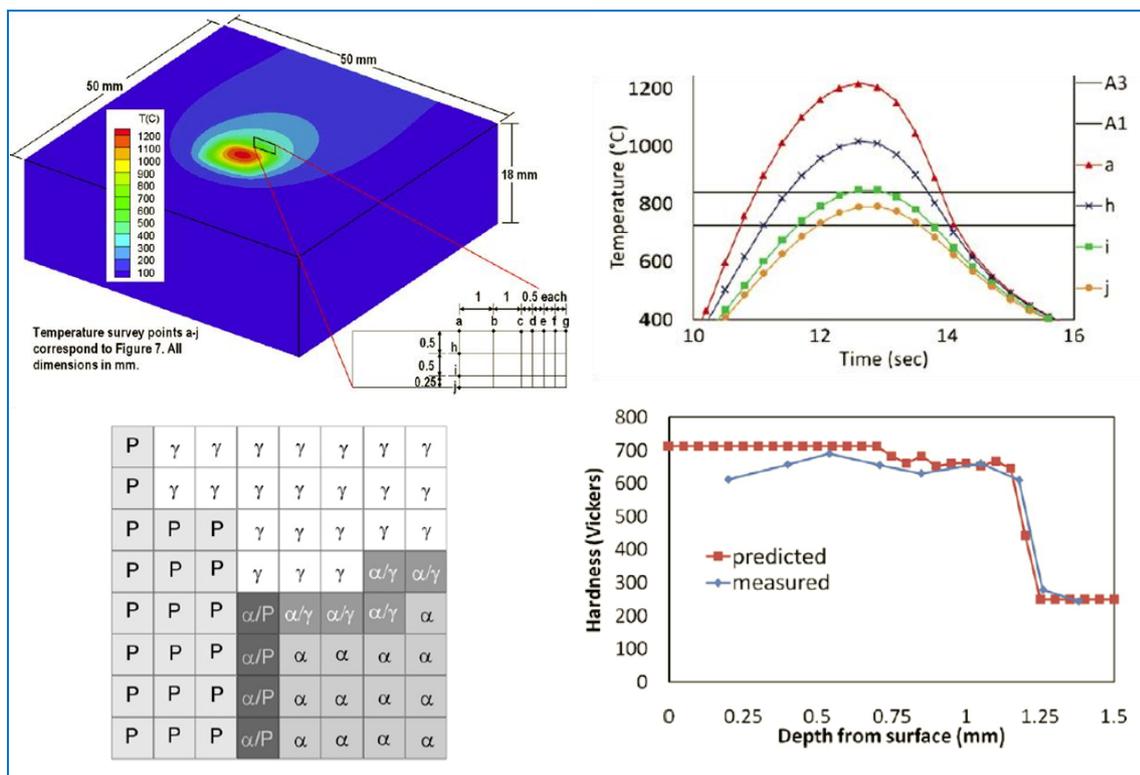


Fig. II.60: Resultados de la modelización del proceso de temple por láser mediante técnicas numéricas [Bailey, 2009]

Como consecuencia, el estudio de un proceso de fabricación mediante modelos numéricos está muy abierto a cambios de material, geometría de pieza, distribución de energía en el haz láser, parámetros del proceso, etc. Además, es

posible introducir parámetros no lineales dependientes de la temperatura o cambios de parámetros a lo largo del tiempo, como la geometría de la pieza o el posicionamiento del haz láser sobre la superficie.

Por otro lado, se cometen errores de discretización debido a la división de la geometría en nodos y es necesario conocer las ecuaciones constitutivas que rigen el proceso.

Elección de la tipología de modelo

Como se ha comentado anteriormente el primer factor a tener en cuenta a la hora de modelizar un proceso de fabricación es elegir la metodología que se va a seguir, ya que una elección incorrecta de la metodología a seguir, o del tipo de modelo a estudiar, significa empezar de nuevo con el estudio. Por ello en este punto se van a definir las características más significativas a tener en cuenta de los distintos procesos de fabricación junto con su adecuación a cada tipo de modelo (numérico, experimental o analítico):

- Para poder cambiar parámetros de entrada como el material de pieza sin que requiera demasiado esfuerzo el proceso de fabricación se estudiará mediante un modelo **analítico** o **numérico**, donde es posible hacerlo simplemente cambiando algunas propiedades conocidas como parámetros del material. El estudio también se puede realizar mediante un modelo **experimental** si lo que se quiere variar es un parámetro de entrada al modelo y está dentro de los límites estudiados durante los ensayos experimentales como puede ser la velocidad de avance de la máquina o la potencia del láser.
- Si se tiene un desconocimiento total o parcial de las ecuaciones que gobiernan el proceso de fabricación, se estudiará el proceso mediante un modelo **experimental**.
- Para analizar los resultados sobre geometrías complejas en 3D se estudiará el proceso mediante un modelo **experimental** o **numérico**. Si además estas geometrías son variables con el tiempo durante el proceso o se espera un cambio de geometría en posteriores ensayos se estudiará mediante un modelo **numérico**.
- Hay variables de entrada, como es el caso de la distribución de energía en haz láser para el proceso de temple por láser o de la distribución de polvo en

el proceso de aporte por láser, que no son homogéneas, aunque a veces se aproxime a una ecuación determinada, por ello se estudiará el proceso mediante un modelo **numérico** o **experimental**.

- Para analizar los parámetros de entrada-máquina (trayectoria del láser/herramienta, la velocidad de avance o la potencia) por su variabilidad a lo largo del tiempo se estudiará mediante un modelo **numérico**.
- Para analizar procesos con muchas simplificaciones, sin necesidad de programas de cálculo ni de ensayos experimentales, con su consecuente gasto económico, pero con un conocimiento total de lo que ocurre en el proceso y de su matemática que puede llegar a ser bastante complicada, se estudiará el proceso mediante modelos matemáticos **analíticos**.

II.4.2. Modelización de la interacción láser - material

En la modelización de la radiación láser sobre materiales se usan dos tipos de técnicas que idealizan el láser como una fuente térmica. El primer grupo simula el láser como una fuente lineal que genera calor a lo largo de todo el espesor de la pieza, mientras que el segundo grupo se basa en una fuente de energía puntual localizada en la superficie [Dowden, 2001].

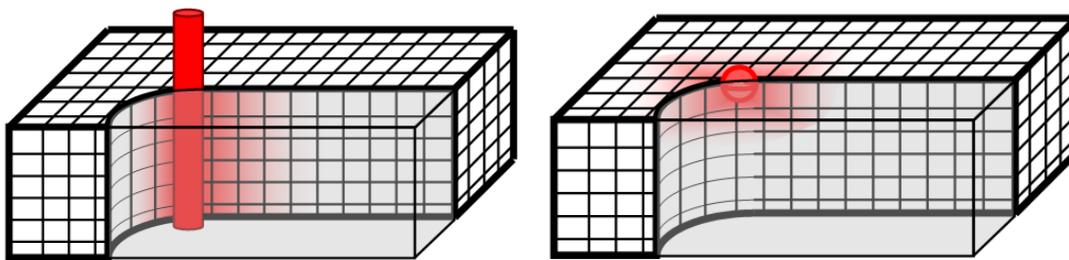


Fig. II.61: Izq. Representación del haz en los modelos de fuente lineal; Dcha. Representación del haz en los modelos de fuente puntual

Por un lado, la modelización de una **fuentes lineal** (Fig. II.61: Izq.) se utiliza en procesos donde la penetración del haz es importante. Así, la fuente se supone volumétrica como una línea que cruza todo el espesor de la pieza, lo cual es una aproximación válida en procesos de corte o en procesos donde el baño de metal fundido es de un espesor considerable como sucede en la mayoría de los procesos de soldadura por láser.

En ocasiones, cuando la penetración no es excesiva, se aproxima como una fuente volumétrica con la geometría del metal fundido, aunque en este caso es necesario preestablecer la geometría de la fuente según el proceso. Por ejemplo, como se observa en la Fig. II.62, el proceso de soldadura láser se puede modelizar mediante una fuente volumétrica, cónica o cónica - cilíndrica, dependiendo de la forma del área fundida [Dal, 2016].

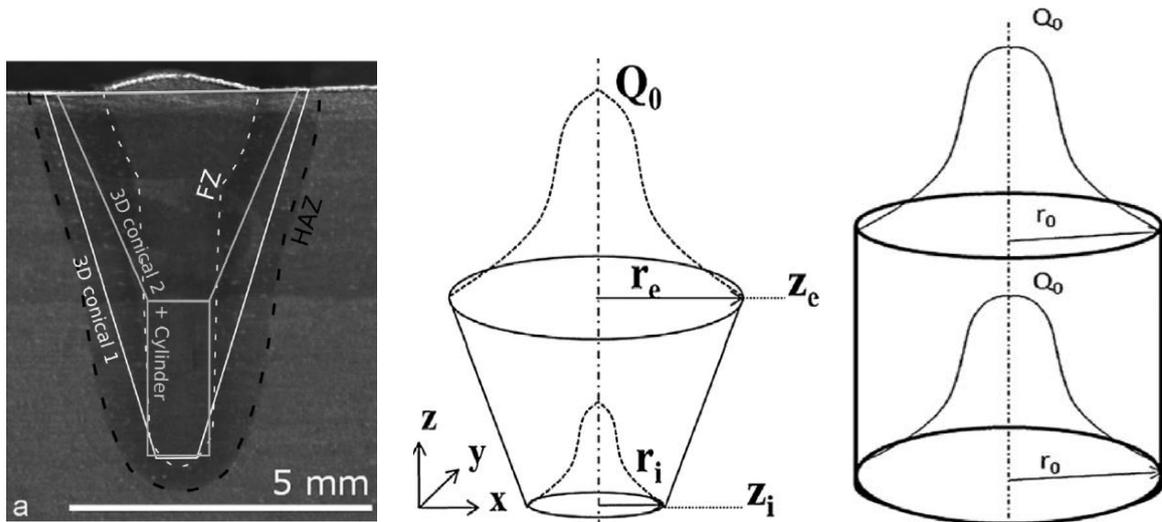


Fig. II.62: Modelización del haz láser con forma cónica o cilíndrica durante el proceso de soldadura por láser [Dal, 2016]

Por otro lado, la **fente de radiación puntual** (Fig. II.61: Dcha.) se aproxima mejor a los casos de procesos de tratamientos superficiales donde la zona afectada térmicamente se localiza en una zona muy próxima a la superficie. Para ello el haz láser se idealiza como una fuente de energía superficial, finita y distribuida. Este es el caso de los tratamientos superficiales como el pulido, el texturizado o el temple por láser, entre otros.

En el caso de la fuente puntual la energía láser no se modeliza como una fuente volumétrica, ya que se considera una fuente superficial. Por ello sólo se modeliza el porcentaje que interactúa con la superficie del material, la energía que pasa a través de la superficie.

Por otro lado, en los tratamientos superficiales por láser sobre superficies complejas, se puede considerar el factor de apertura y la calidad del haz láser para modelizar la energía superficial que actúa en las distintas zonas de la superficie compleja [Martínez, 2010].

A pesar de no considerarse como tratamientos superficiales existen otros procesos laser que se pueden modelizar como fuente de radiación puntual, los procesos donde la sublimación de material es predominante, como es el taladrado láser. Así, *Begic et al.* [Begic, 2015] modelizan el proceso de taladrado láser como una fuente puntual que se desplaza en profundidad a medida que se va creando el agujero.

Pérdidas en la superficie

Por último, un parámetro importante a modelizar del proceso de temple por láser, y en general para modelizar los procesos de tratamiento térmico por láser, son las pérdidas de energía en la superficie de la pieza. Este parámetro es el que determina la cantidad de energía perdida respecto de la que emite el láser y, como consecuencia, se obtiene el calor absorbido por la pieza. Puede afirmarse que es el parámetro más desconocido, más difícil de obtener, y con más dispersiones en los distintos métodos de modelización que utilizan los distintos autores.

La principal fuente de pérdidas en la superficie es la reflectividad de la superficie a la radiación láser. Este parámetro depende, entre otros factores, del estado superficial de la pieza que va variando durante el proceso de temple hacia un estado más oxidado y rugoso. Además, depende de la temperatura, del material de la pieza, del tipo de láser o longitud de onda con la que trabaja, del ángulo de incidencia entre láser y pieza y del mecanizado efectuado en la pieza, entre otros factores.

Para modelizar el proceso de temple por láser numéricamente es necesario introducir la absorptividad o, en su caso, emisividad de la pieza a la radiación láser. Una forma habitual de introducirla es mediante un valor constante, normalmente obtenido de la bibliografía. Así, Kumar introduce un valor de emisividad constante de 0,4 para el acero inoxidable AISI 316L [Kumar, 2015] y Wellburn et al. [Wellburn, 2014] introducen un valor de absorptividad constante de 0,8 para el acero AISI 1045. Así, el introducir un valor de absorptividad constante que no ha sido obtenida experimentalmente de una pieza del mismo material y con las mismas características superficiales que la que se va a ensayar introduce importantes errores que hay que compensar.

Por un lado, distintos autores [Nguyen, 2015] [Wang, 2000] [Chen, 2006] proponen un método experimental para determinar la absorptividad de una pieza durante el proceso de temple por láser con tres tipos de tratamientos sobre la superficie:

pulida, recubierta de grafito y tratada con NaOH. Como se observa en la Fig. II.63, el calentamiento es más rápido para la superficie tratada con NaOH y los resultados obtienen valores de absorptividad variables y muy distintos a pesar de ser el mismo material, aunque tienden a estabilizarse cerca de la temperatura de fusión.

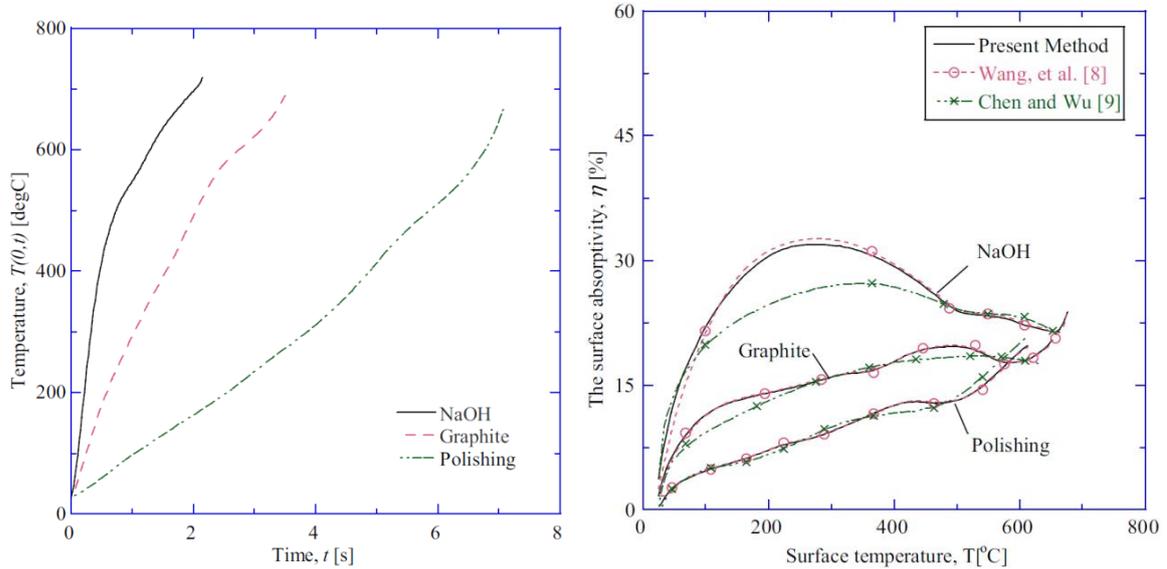


Fig. II.63: Velocidad de adquisición de temperatura y absorptividad sobre una superficie con tres tipos de tratamientos [Nguyen, 2015]

Por otro lado, Cordovilla et al. [Cordovilla, 2015] obtienen mediante modelos numéricos y experimentales la oxidación que sufre la superficie de la pieza durante el proceso de temple por láser para luego poder introducir la absorptividad en el modelo térmico ya que este parámetro es dependiente de su estado de oxidación.

II.4.3. Parámetros simplificativos en la modelización del proceso de temple por láser

La modelización de los procesos de fabricación es complicada debido a la gran cantidad de parámetros de entrada que intervienen y su diferencia en escalas. Por ejemplo, para una correcta modelización de un proceso de mecanizado se deben tener en cuenta parámetros micro, como la sección de viruta o la temperatura en el filo de la herramienta, así como parámetros macro, como la rigidez de la máquina en la posición de los ejes en los que se encuentra mecanizando. Por ello, ante la imposibilidad de modelizar globalmente a la misma escala todos los parámetros que entran en juego en un proceso de fabricación, el estudio se centra en un

parámetro de salida o resultado, simplificando los parámetros de entrada menos influyentes.

En el proceso de TLE se pueden distinguir tres tipos de parámetros de entrada que se muestran en la Fig. II.64: los parámetros del haz láser, los parámetros del material que se está templando y los parámetros de la máquina o del proceso. Por otro lado, los parámetros de salida o resultados están asociados a los cambios de temperatura que se dan durante el proceso de TLE.

Entre los parámetros de entrada que tienen relación con el haz láser se encuentran los que producen una variación de la energía que se introduce al proceso como la potencia del láser, la forma de la densidad de energía, la distancia focal o la calidad del haz; además del tipo de láser con su/sus longitudes de onda correspondientes.

Por otro lado, entre los parámetros de la pieza se encuentran los parámetros asociados al material del que está fabricada como la conductividad, densidad, difusividad y temperaturas de cambio de fase; así como los asociados al proceso de fabricación previo del que ha adquirido la geometría o rugosidad del acabado superficial y el estado de oxidación superficial. Estos parámetros en la mayoría de ocasiones son variables con el tiempo, la temperatura o la posición sobre la pieza.

Por último se encuentran los parámetros de entrada que tienen relación con la máquina o con el proceso. Estos parámetros son variables con el tiempo y entre ellos se encuentran las velocidades de la máquina y del escáner, la trayectoria del láser sobre la pieza, el tiempo de exposición del láser a la pieza y de otros factores externos como la adición de gas de protección o de enfriamiento.

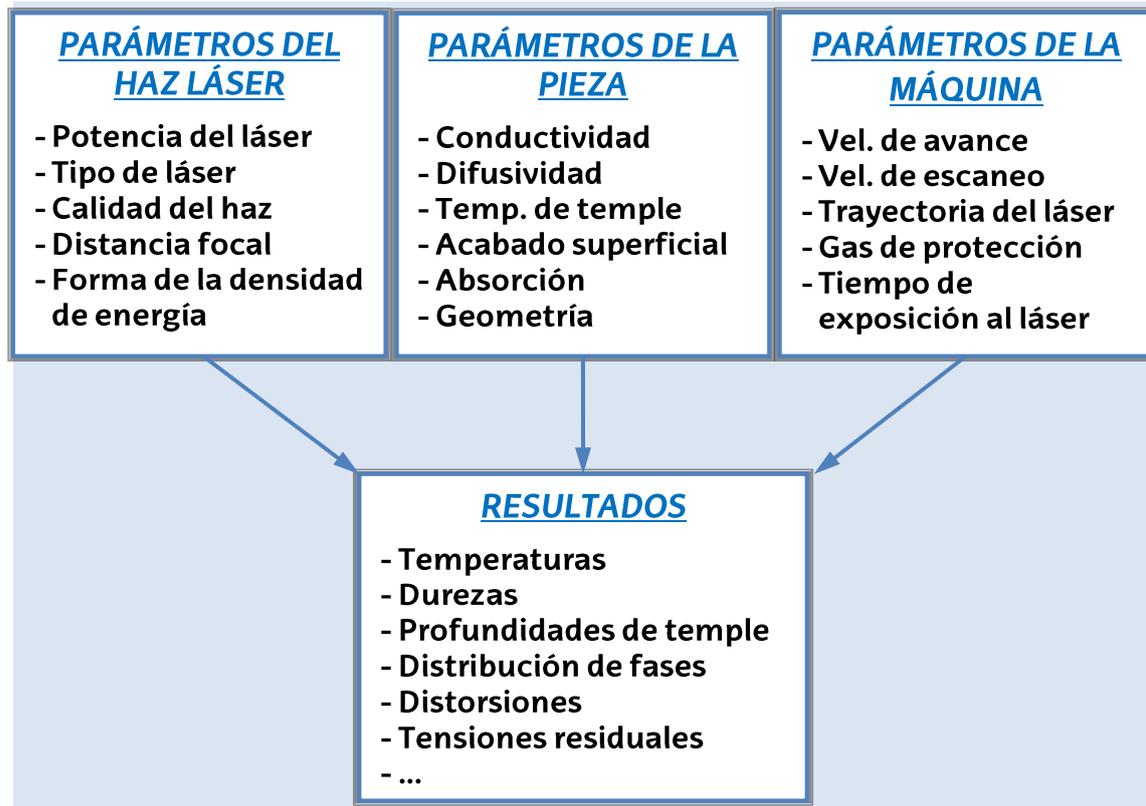


Fig. II.64: Parámetros a tener en cuenta en el proceso de TLE

Entre los parámetros de salida o resultados la variable fundamental en cualquier proceso de temple por láser es conocer la temperatura que se ha dado durante el proceso en las distintas zonas de la pieza. Conociendo las temperaturas, en el proceso de TLE se buscan valores de profundidades y formas de la zona templada, distribuciones de las distintas fases del material en estado sólido, durezas, distorsiones y tensiones residuales en zonas de la capa templada y del material base.

Teniendo en cuenta lo comentado anteriormente, la forma más habitual encontrada en la bibliografía existente de modelizar el proceso de temple por láser, o más concretamente el proceso de TLE, es mediante un modelo numérico térmico de conducción con transformaciones de fase en estado sólido. Así, se utilizan modelos numéricos debido a que es un proceso en el que las piezas tienen geometrías complejas en 3D donde los parámetros de entrada van cambiando a lo largo del tiempo, posición y temperatura. Por otro lado, se utilizan modelos térmicos debido a que el parámetro a controlar es la temperatura, siendo ésta la causante de los resultados deseados y de los indeseados. Además, estos modelos son de conducción debido a que la ecuación principal que gobierna el proceso de

temple por láser es la de conducción de calor a través de la pieza. Y, por último, se modelizan las transformaciones de fase en estado sólido porque son las causantes del cambio de dureza que sufre el material durante el proceso y, además, estas transformaciones son endotérmicas y exotérmicas variando el estado energético y la temperatura de la pieza considerablemente.

Con lo comentado hasta ahora durante el Apartado II.4, la diferencia en la modelización térmica del proceso de temple por láser se encuentra en las diferencias sobre las consideraciones en las ecuaciones que gobiernan el proceso: la forma de introducir la interacción entre el láser y la pieza, la modelización de las transformaciones de fase en estado sólido y, por último, los modelos de dureza y de revenido cuando hay solapamiento entre pasadas. Por consiguiente, estos son los aspectos que se van a desarrollar a continuación durante los siguientes apartados.

II.4.4. Modelización de la ecuación que gobierna el proceso

En general, y en lo que respecta al proceso de temple por láser, la ecuación que gobierna el proceso es la ecuación térmica que caracteriza la conducción de calor por el interior de un material (Ec. II.5).

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q_v = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{Ec. II.5}$$

En cuanto a las hipótesis simplificadoras o particularidades a tener en cuenta en la modelización del proceso de temple por láser, las más comunes se enumeran a continuación [Saavedra, 2003]:

- Se desprecian las pérdidas energéticas por convección y radiación.
- Hay conservación de masa, no se considera la evaporación del material.
- No se considera el movimiento del medio material, no existe fusión de material.
- El flujo calorífico depende del tiempo, se realizan cálculos dinámicos.
- Las propiedades del material son función de la temperatura [Antonov, 2007] y de la fase [Bojinovic, 2015].
- Se establecen condiciones de contorno tipo Newman en la cara donde incide el láser, por donde se introduce la energía térmica.

Además, se le introducen condiciones iniciales, como la temperatura en el paso inicial de simulación, y condiciones de contorno, como la temperatura o el flujo de calor a lo largo del tiempo en las caras de la pieza o límites de la simulación numérica [Huiping, 2007].

Con estas consideraciones se puede realizar un modelado térmico relativamente sencillo pero hay que tener en cuenta más efectos. Así, casi la totalidad de modelos numéricos para el proceso de temple por láser tienen en cuenta los cambios de fase en estado sólido (Apartado II.4.5) que producen variaciones en la temperatura modelizada, aportando o absorbiendo calor, y son los responsables del cambio en la dureza superficial durante el proceso debido a los cambios de fase.

Otro parámetro difícil de obtener y que dificulta mucho la modelización numérica son las pérdidas de energía en la superficie. En el Apartado II.4.2 se analiza con más detalle las formas de obtener el porcentaje de potencia absorbida por la superficie de la pieza y que finalmente se introduce en la ecuación de conducción durante la simulación numérica del proceso.

Para el caso del temple por láser la resolución numérica de la ecuación de conducción se realiza mediante programas comerciales de elementos finitos que resuelven las ecuaciones de tensión y de temperatura de forma implícita [Bojinovic, 2015] [Bailey, 2009]. Por otro lado, la resolución de las temperaturas, se puede realizar mediante modelos de programación propia, normalmente por el método de diferencias finitas, en los que se tiene más control de lo que se está modelando y están abiertos a todo tipo de ecuaciones y variaciones [Lakhkar, 2008] [Martínez, 2016].

II.4.5. Modelización de las transformaciones de fase en estado sólido

La gran cantidad de fases y estructuras distintas que se pueden crear en los aceros es la responsable de su enorme éxito como material de ingeniería, y, en concreto, para el proceso de temple por láser. Estas distintas fases se deben principalmente a una transformación de la austenita en su enfriamiento con distintas condiciones de temperatura y velocidad.

Así, en los modelos centrados en el análisis del campo térmico y de la zona afectada térmicamente, puede ser necesario considerar las transformaciones de estado sólido que sufre el material durante el proceso. Cuando un material metálico es procesado con un láser, tanto en la fase de calentamiento como en la de enfriamiento, el material sufre alteraciones en su estructura metalográfica. Dichas transformaciones llevan asociada una energía que ha de ser incluida en el balance energético con el fin de establecer el campo térmico de modo preciso. Además, son las responsables de otros efectos como cambios de dureza, tensiones residuales, dilataciones, etc.

Durante este apartado se van a estudiar las formas de modelizar las transformaciones de fase en estado sólido del material durante el calentamiento y durante el enfriamiento. Las fases de las que se compone un material, se estudian mediante los diagramas de fase que dependen de la velocidad del calentamiento-enfriamiento y de la composición inicial del material. Por otro lado, se analizarán, y propondrán ecuaciones para su modelización, las transformaciones de estado sólido en materiales metálicos que se pueden agrupar en dos tipos, las transformaciones difusivas y las transformaciones desplazativas [ASM, 1991] [Bhadeshia, 1999].

Diagramas de fase en estado sólido

En cuanto a los diagramas de fase en estado sólido se pueden distinguir dos tipos: los diagramas de calentamiento continuo, CHT (Continuous Heating Transformation) o TTA (Temperature - Time - Austenization), y los diagramas de enfriamiento continuo, CCT (Continuous Cooling Transformation) o TTT (Temperature - Time - Transformation).

Así, durante un calentamiento o un enfriamiento infinitamente lento, las temperaturas de austenización y las fases que se forman se corresponden con las temperaturas del diagrama Fe - C para el porcentaje de carbono correspondiente. En este caso, para el proceso de temple por láser, el calentamiento es muy rápido pudiendo conseguirse calentamientos mayores a 1000°C/s. Por otro lado, las temperaturas de cambio de fase en estado sólido tienden a aumentar cuanto más rápido es el calentamiento, llegando a estabilizarse en calentamientos muy rápidos, superiores a 1000°C/s. En la Fig. II.65 se observa mediante un gráfico el aumento de las temperaturas de cambio de fase con la velocidad de calentamiento junto con la

relación entre estas curvas TTA y un plano del diagrama trifásico del hierro, carbono y distintos carburos.

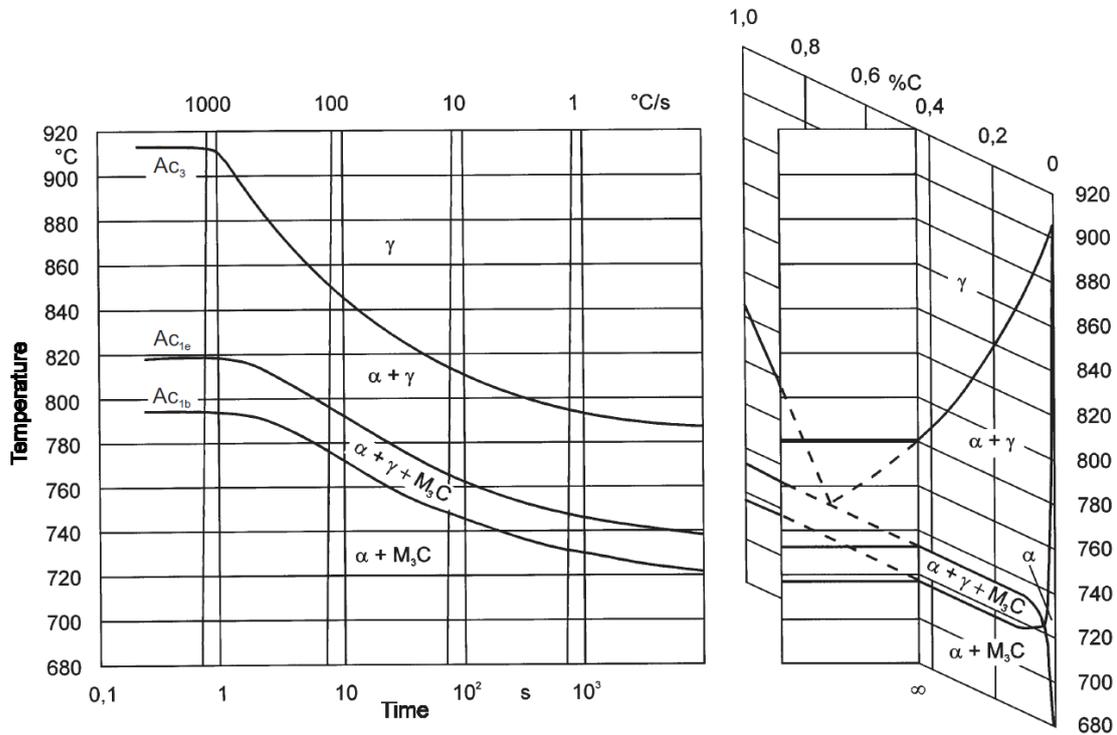


Fig. II.65: Relación entre las curvas TTA y el diagrama Fe - M - C [ISF, 2002]

Además, en la Fig. II.66 se observa que para velocidades de calentamiento muy altas no llega a formarse austenita homogénea a pesar de aumentar la temperatura. En cambio, para velocidades menores se forma austenita homogénea cuyo tamaño de grano se incrementa a medida que aumenta la temperatura [ISF, 2002].

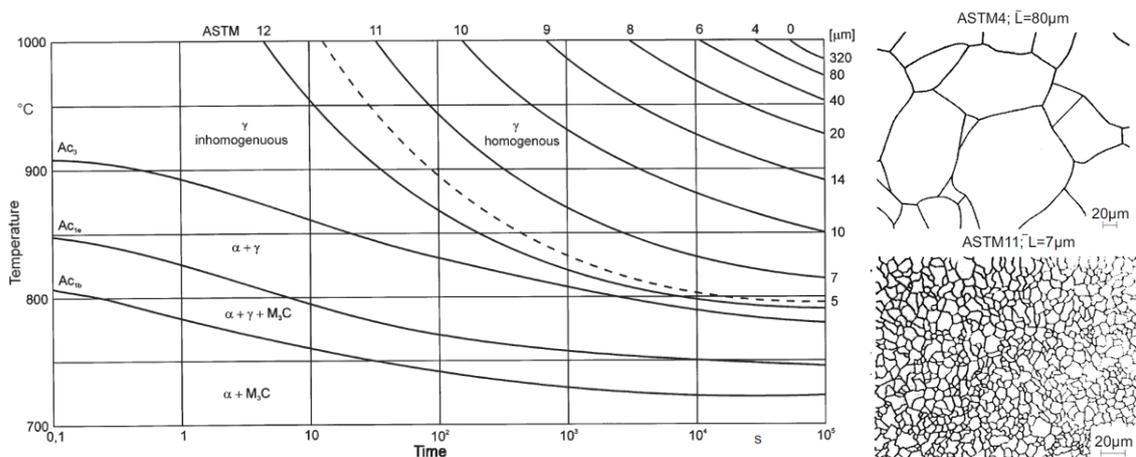


Fig. II.66: Relación entre las curvas TTA y el tamaño de grano tras la austenización [ISF, 2002]

Por otro lado, la velocidad de enfriamiento de una pieza tras ser templada se verá afectada por la masa de que disponga para evacuar el calor y es más variable que la de calentamiento pero, en el proceso de temple por láser, se suele suponer que es lo suficientemente rápida como para convertirse todo el material austenizado en martensita. En otros temples superficiales más energéticos, como el temple por inducción, hay que tener en cuenta las gráficas de enfriamiento ya que es más lento y se forman más fases que la martensita. En la Fig. II.67 se muestra la relación entre las curvas TTT y el diagrama Fe - C.

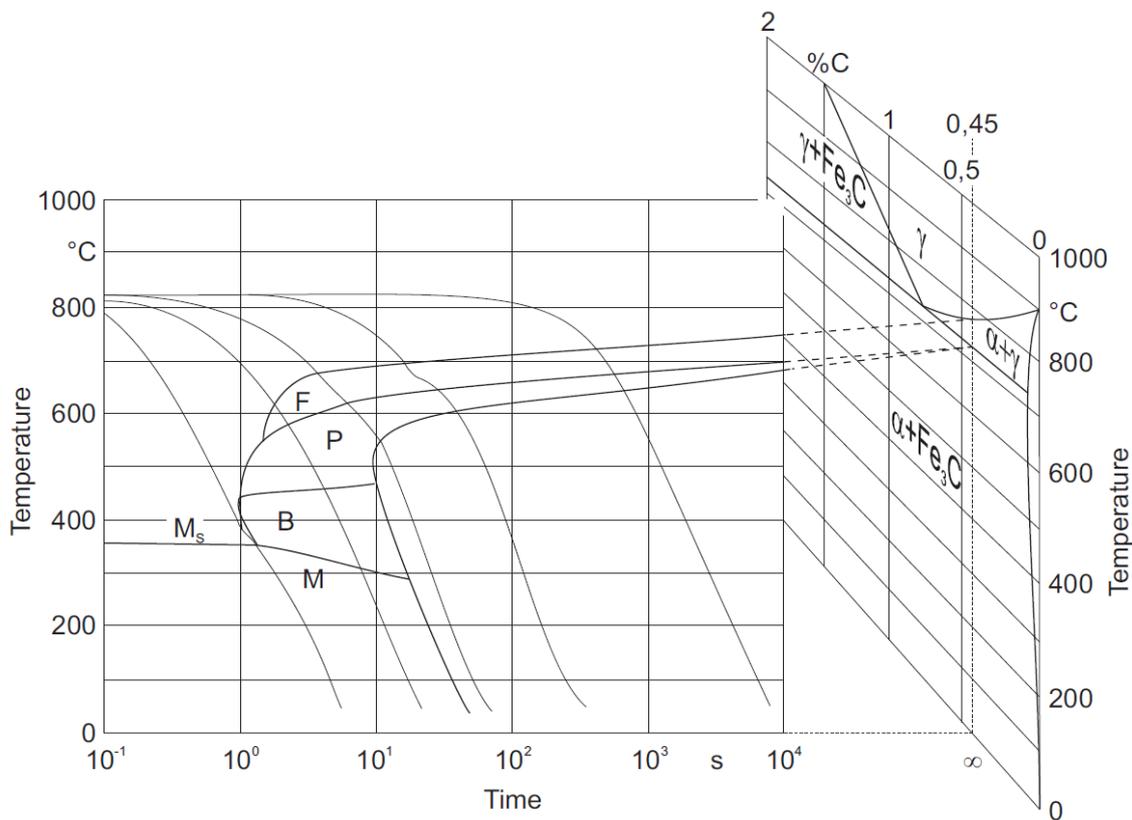


Fig. II.67: Relación entre las curvas TTT y el diagrama Fe - C [ISF, 2002]

En lo que se refiere a métodos de obtención y modelización de las curvas TTT y TTA, se puede optar por tres vías. Estas curvas se pueden obtener experimentalmente, se pueden conseguir de los datos que proporciona el fabricante sobre el material o usando un programa de simulación donde estén implementadas por los desarrolladores del software mediante una base de datos.

Así, como se muestra en la Fig. II.68, las curvas TTT y TTA se pueden hallar mediante ensayos de calentamiento y enfriamiento a distintas velocidades [Oliveira, 2007] [Winczek, 2012]. Debido a su mayor cambio de volumen, la fase que sufre más variación volumétrica positiva es la formación de martensita durante el enfriamiento, pudiéndose obtener claramente el comienzo y el final de la transformación.

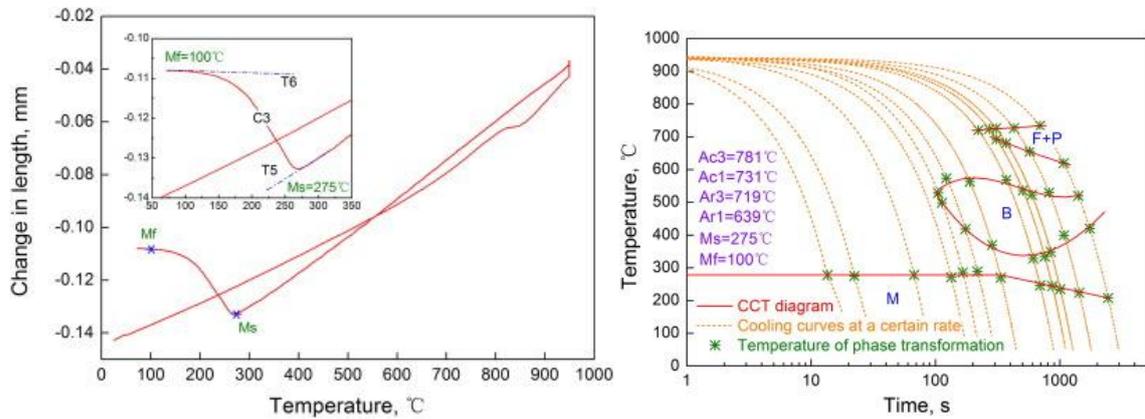


Fig. II.68: Izq. Curva dilatométricas para una velocidad de calentamiento y enfriamiento dada; Dcha. Curvas TTT obtenida a partir de la curvas dilatométricas a distintas velocidades de enfriamiento [Huiping, 2015]

Por último, para obtener las curvas CCT sin la necesidad de ensayos experimentales se pueden conseguir directamente de la hoja de especificaciones del fabricante [ThyssenKrupp, 2016], como la que se muestra en la Fig. II.69: Dcha., o a partir de algún software comercial, como la que se muestra en la Fig. II.69: Izq. Estos programas pueden ser específicos para obtener diagramas de fase [Thermo - Calc, 2016] o en programas desarrollados para simular otro tipo de procesos, como la soldadura o todo tipo de tratamientos térmicos, que tienen incluidas las curvas enfriamiento - transformación CCT para analizar la microestructura del material [ESI Group, 2016].

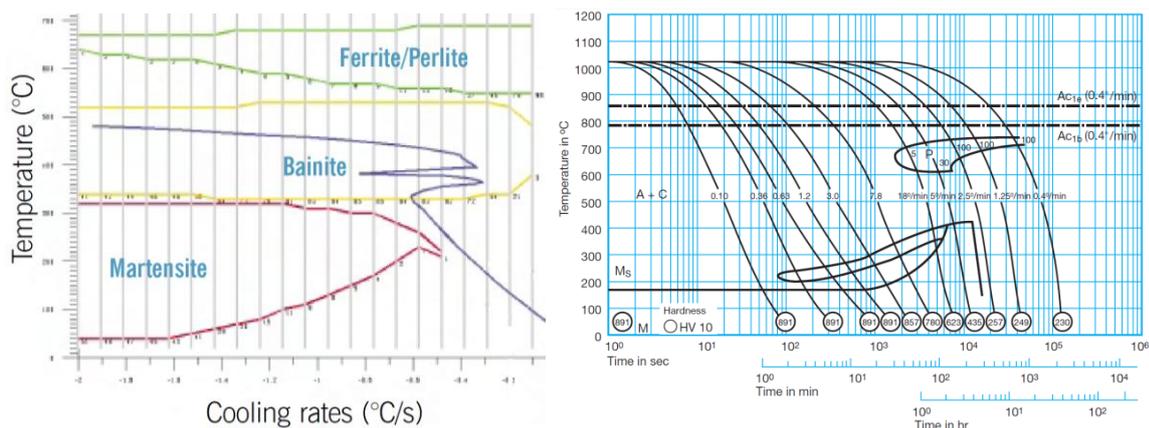


Fig. II.69: Izq. Curvas CCT incluidas como base de datos en el software comercial Sysweld [ESI Group, 2016]; Dcha. Curvas TTT proporcionadas por el fabricante para el acero de herramientas THYRODUR® 2379 [ThyssenKrupp, 2016]

Transformaciones de fase en estado sólido

Como se esquematiza en la Fig. II.70, las transformaciones de fase en estado sólido se pueden dividir en dos tipos, transformaciones desplazativas, en las que se produce una deformación de la estructura cristalina, y transformaciones difusivas o reconstructivas, donde se crea una nueva estructura [Bhadeshia, 1999]. También se puede hablar de transformaciones mixtas que son unas intermedias entre las dos nombradas.

En la bibliografía se encuentran diversos modelos que incluyen transformaciones de estado sólido, tanto difusivas como desplazativas. Normalmente se trata de modelos enfocados hacia procesos de temple por láser [Patwa, 2007] [Huiping, 2007] [Cordovilla, 2016] [Tobar, 2005] o soldadura, donde el cambio en la estructura metalográfica de la zona afectada térmicamente es objeto de estudio [Zhang, 2002] [Elmer, 2003]. Como se analizará en el apartado II.3.7, también es importante su estudio en modelos de tensiones residuales, en los que los cambios de fase implican variaciones de volumen, lo que conlleva una variación de las tensiones residuales.

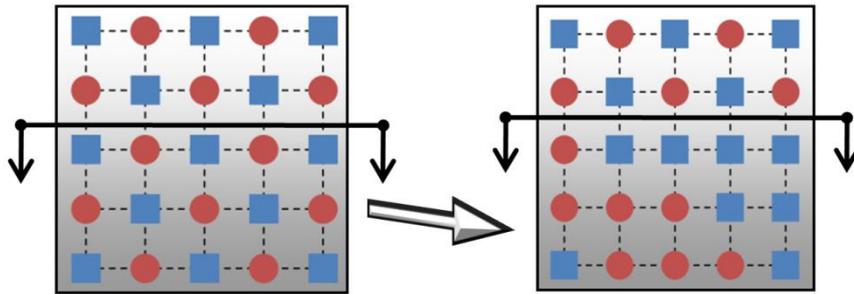


Fig. II.71: Esquema del movimiento de átomos en las transformaciones difusivas

La austenización de los aceros es la transformación difusiva más comúnmente considerada en los modelos térmicos, sin embargo, dependiendo de la aleación metálica a estudiar, se pueden dar otras transformaciones difusivas adicionales como la formación o disolución de carburos en acero de herramientas [Maalekian, 2007].

Así, para las transformaciones difusivas de formación y crecimiento de grano, un modelo simple que predice la cinética de la transformación en estado sólido es el de Johnson - Mehl - Avrami - Kolmogorov (JMAK) [Pereloma, 2012]. La Ec. II.6 representa la fracción volumétrica de la nueva fase (F) en función de la constante de velocidad (k), la energía de activación de la transformación (Q), el coeficiente de Avrami (n), la temperatura y el tiempo.

$$F = 1 - \exp(-kt^n) ; k = k_0 \cdot \exp\left(-\frac{Q}{R \cdot T}\right) \quad \text{Ec. II.6}$$

En estos modelos como consecuencia de la aparición de la nueva fase desaparece la fase anterior.

Transformaciones desplazativas

A diferencia de las transformaciones difusivas, en las transformaciones desplazativas el cambio en la estructura metalográfica se da de modo instantáneo. En el caso de los aceros, la transformación desplazativa por excelencia es la formación de martensita. Así, cuando el material se encuentra austenizado, la transformación repentina de la estructura provoca que átomos de carbono queden bloqueados dando lugar a una estructura martensítica. Como se observa en la Fig. II.72, en esta transformación no hay difusión por lo que los átomos se quedan en su

lugar pero hay una transformación de la red cristalina, tanto de sus parámetros de red como de su orientación.

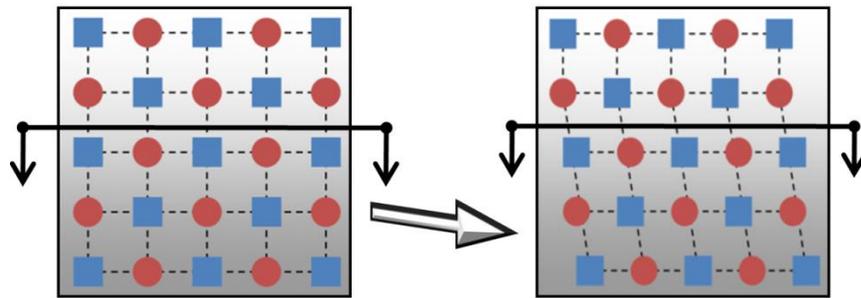


Fig. II.72: Esquema del movimiento de átomos en las transformaciones desplazativas

Así, las transformaciones desplazativas como las transformaciones martensíticas, la proporción de fase transformada se puede representar mediante la expresión de Marburger - Koistinen [Nanesa, 2015] [ASM, 1991] [Pauskar, 2009] (Ec. II.7). En esta ecuación, M_s representa la temperatura a la que se inicia la transformación martensítica que depende del contenido en carbono del acero y α es una constante dependiente del material que se puede obtener a partir de los diagramas TTT. Se observa que la única variable en esta ecuación, a excepción del material, es la temperatura, lo que la hace independiente de la variable temporal.

$$F = 1 - \exp[-\alpha(M_s - T)] \quad \text{Ec. II.7}$$

Transformaciones mixtas

Por último, las transformaciones mixtas son un compendio de las desplazativas y de las difusivas. Una fase del acero que requiere de una transformación mixta para formarse es la bainita superior (estructura Widmanstätten). Esta estructura cristalina se forma tras una transformación desplazativa de la red cristalina más una difusión intersticial del carbono hacia el borde de grano.

Para explicar las transformaciones cristalinas algunos autores [Christian, 1965] [Frank, 1963] hacen una analogía entre los tipos de transformaciones y la forma de subir a un autobús de civiles y militares. Como se observa en la Fig. II.73, la forma de subir a un autobús de los civiles se asimila a una transformación difusiva, lenta y sin el mismo orden en el que estaban esperando en la parada. Por otro lado, las desplazativas se asimilan a los militares que lo hacen muy rápido y sentándose en el mismo orden que se van subiendo para que no haya atascos que lo retrasen. Por

último, los paramilitares, que se asimilan a las transformaciones mixtas, se suben con la rapidez y orden de los militares, pero van dejando los *petates* en un lugar específico como ocurre con el carbono en el borde de grano.

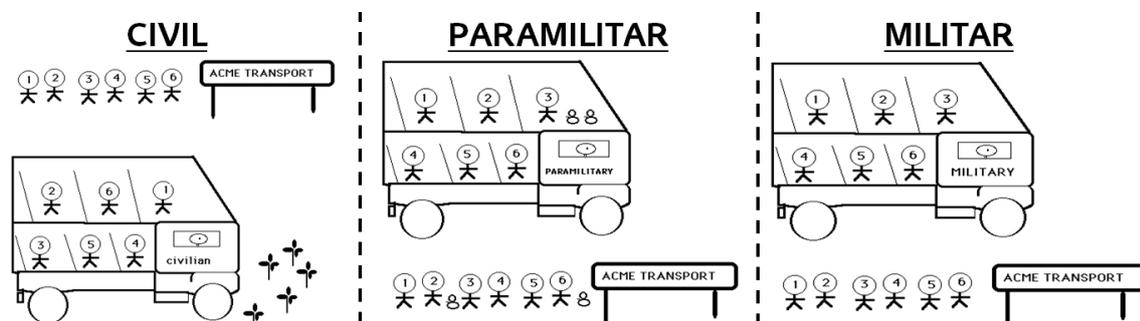


Fig. II.73: Analogía entre los diferentes mecanismos de transformación y la forma en la que civiles y soldados suben a un autobús [Bhadeshia, 2003]

II.4.6. Modelos de predicción de la dureza superficial

El propósito principal del proceso de temple por láser es proporcionar a la superficie del material una dureza diferente a la de la base mediante un tratamiento térmico localizado. Este cambio de dureza se debe, principalmente, a un cambio en las fases del material y si se trata de un acero con alto contenido en carbono se le agrega el efecto de la formación o disolución de carburos, que es el caso de los aceros de herramientas. Como se ha comentado en el apartado anterior, estas transformaciones pueden ser difusivas o desplazativas por lo que habrá que tenerlo en cuenta para su modelización. Es importante conocer la evolución de estas transformaciones a lo largo del tratamiento y en qué porcentaje se encuentran las diferentes fases tras el temple, ya que son las principales causantes de la dureza.

Además de la modelización de la dureza durante una única pasada láser, en el proceso de temple es muy importante modelizar el revenido. Esto es debido a que es frecuente tener que solapar trayectorias y, este solape, puede producir una zona donde la dureza no llega a alcanzar los requisitos establecidos para dar la pieza por válida.

Predicción de dureza superficial tras el temple por láser

Para la predicción de la dureza en las distintas zonas de la pieza tras el proceso de temple por láser, todos los autores coinciden en diferenciar dos factores: El porcentaje de cada fase y la dureza individual de esa fase. En general, como se muestra en la Ec. II.8, la dureza equivalente es una combinación de la dureza de las distintas fases que componen el material por el porcentaje volumétrico de cada fase.

$$HV_{equi} = HV_{mart}f_{mart} + HV_{ferr}f_{ferr} + HV_{perl}f_{perl} + HV_{carb}f_{carb} \quad Ec. II.8$$

La dureza individual de cada fase depende de la composición del acero o de su tamaño de grano, entre otros factores. Por ello, la forma más habitual de modelizarla es mediante ecuaciones empíricas obtenidas experimentalmente para cada grupo de acero. Así, distintos autores [ASM, 2013] [Magabosco, 2006] recogen de distintas fuentes bibliográficas, para un acero entre $0.1 > \%C > 0.5$, los valores de dureza de cada fase en función de los distintos elementos de los que está compuesto y su velocidad de enfriamiento a $700\text{ }^{\circ}\text{C}$ (v_R) (Ec. II.9). Por otro lado, hay estudios que recogen la dureza en función del contenido en carbono (C) y del porcentaje de fase transformada como se expresa en la Ec. II.10 [Neil, 2009].

$$HV_{mart} = 127 + 949C + 27Si + 11Mn + 8Ni + 16Cr + 21 \log_{10} v_R \quad Ec. II.9$$

$$HV_{mart} = 1667c - 926 \frac{c^2}{f_m} + 150 \quad Ec. II.10$$

Por otro lado, para conseguir el valor de dureza global, es necesario modelizar el porcentaje existente de cada fase. En este caso hay más disparidad a la hora de modelizarlo ya que se tiene en cuenta el calentamiento y el enfriamiento. Así, el calentamiento se usa para saber el porcentaje que se ha convertido en fase austenita y el enfriamiento para ver de esa austenita cuanto se ha convertido a martensita o se ha quedado sin transformar como austenita retenida. En este caso de TLE no se contempla un enfriamiento lento, con su correspondiente formación de bainita - perlita - ferrita, porque se trata del estudio del tratamiento térmico de temple pero en la modelización de otros tratamientos sería necesario. Las fases resultantes se obtienen tras aplicar las ecuaciones de las transformaciones difusivas y desplazativas así como los diagramas de calentamiento y enfriamiento explicados en el Apartado II.4.5.

La aplicación de las ecuaciones difusivas durante el calentamiento puede hacerse en global con unos únicos parámetros y una única ecuación para la austenización [Cordovilla, 2016] o puede modelizarse individualmente [Lakhar, 2008] con los cambios de fase de perlita a austenita, de ferrita a austenita y/o la disolución de los carburos si estos están contenidos en el material de partida.

Predicción de dureza superficial tras el revenido en el solapamiento de trayectorias

Una de las limitaciones de la aplicación del proceso de temple por láser es tratar grandes superficies. Así, para poder templar áreas de mayor dimensión que el haz láser hay que solapar trayectorias y una pasada posterior sobrecalienta excesivamente la anterior apareciendo zonas de revenido a alta temperatura con una bajada de dureza muchas veces inadmisible para las especificaciones de la pieza final.

Con el fin de modelizar el revenido, se pueden utilizar distintas técnicas cómo las ecuaciones de las transformaciones difusivas pero utilizando los parámetros relativos al revenido [Cordovilla, 2016] [Tani, 2008]. En la Fig. II.74: Izq. [Lakhar, 2008] se muestra el resultado de la modelización de las fases resultantes tras el solapamiento de dos trayectorias durante en proceso de temple por láser. Este modelo también se ha desarrollado a través de ecuaciones difusivas con parámetros obtenidos de bibliografía [Skvarenina, 2006]. A continuación, en la Fig. II.74: Dcha. [Lakhar, 2008] se modeliza la dureza final a partir de las fases resultantes y de la dureza individual de cada fase utilizando la Ec. II.3.4.

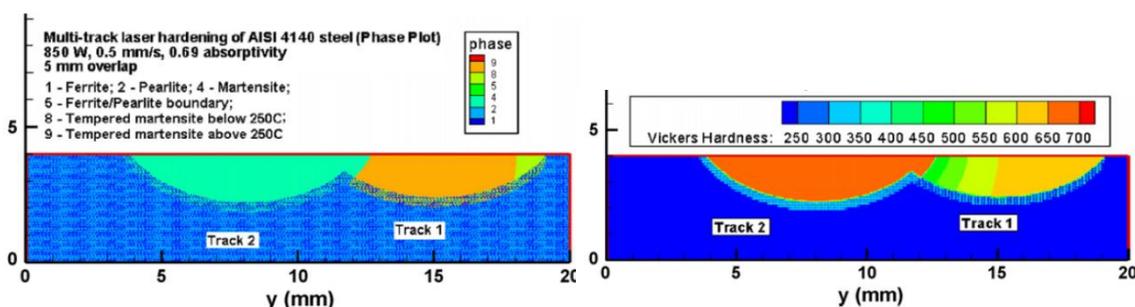


Fig. II.74: Izq. Fases resultantes tras el modelizado en las distintas zonas durante el solapamiento de trayectorias [Lakhar, 2008]; Dcha. Dureza modelizado en las distintas zonas en un solapamiento de trayectorias [Lakhar, 2008]

Por otro lado, otra forma de modelizar el efecto del revenido es mediante el parámetro de Hollomon - Haffe, H_p . Este parámetro depende del tiempo de revenido, t_{rev} , y de la temperatura de revenido, T_{rev} , según la Ec. II.11. Así, mediante este parámetro se establece una relación entre el efecto de un tratamiento térmico, su tiempo y su temperatura. Por ello, se establece que se puede llegar al mismo efecto (mismo parámetro de Hollomon - Haffe o misma dureza en el revenido) con distintos valores de tiempo y de temperatura.

$$H_p = \frac{(273,15 + T_{rev})}{1000} \cdot (C_{Hp} + \log(t_{rev}/3600)) \quad \text{Ec. II.11}$$

Hay autores [Zhu, 2016] que durante tratamientos de temple superficial, utilizan ecuaciones empíricas para modelizar la dureza de la martensita revenida en función del contenido en carbono del acero, C , de la temperatura de revenido, y del tiempo de revenido (Ec. II.12).

$$\begin{aligned} HV_{rev} = & (942,5 - 0,907T_{rev}) + (455,8 - 0,442T_{rev}) \text{Log } C \\ & + [(-47,75 + 0,081|T_{rev} - 500|) \\ & + (10,15 - 0,069T_{rev}) \text{Log } C] \text{Log } t_{rev} \end{aligned} \quad \text{Ec. II.12}$$

Para acabar, y como caso excepcional al revenido en el solapamiento de distintas trayectorias, está el caso del TLE que en la dirección de avance sí que se produce revenido en el solapamiento entre trayectorias, siendo este efecto similar al caso del temple láser convencional, pero esto no ocurre en la dirección de escaneo. Las velocidades de escaneo son mucho más rápidas con respecto a las de avance, lo que provoca que entre cada pasada de escaneo no se produzca un enfriamiento suficiente para llegar a la temperatura de formación de martensita antes de que el láser vuelva a calentar esa zona, por ello no hay revenido y no se produce un reblandecimiento. El reblandecimiento se produciría si la velocidad de escaneo fuera muy baja y/o la anchura de temple muy grande. En este caso no tendría sentido hablar de dos velocidades, una de avance y otra de escaneo, sino que se sumarían en una única.

II.4.7. Otros modelos para el proceso de temple por láser

En lo que respecta al estudio del proceso de temple por láser, durante el apartado anterior se han resumido distintos modelos de dureza y/o de transformaciones de fase, modelos térmicos para determinar la profundidad de capa templada y modelos para el revenido en el solapamiento de trayectorias. En el proceso de temple por láser, sin tener en cuenta los estudios que se desarrollarán con más profundidad en el resto del documento, se modelizan otros efectos como las tensiones residuales que pueden provocar una disminución/aumento de vida a fatiga y la aparición de grietas, o las deformaciones que pueden ocasionar que la pieza este fuera de tolerancias dimensionales y que necesite otros procesos de acabado tras el temple por láser.

Tensiones residuales y deformaciones

Durante el proceso de temple por láser, además de la expansión volumétrica del material debida a la temperatura, se producen unos cambios de fase que provocan cambios de volumen considerables y localizados, mayores al 1% [Neil, 2009]. Estos últimos, son cambios de volumen localizados y permanentes, que no vuelven a su estado inicial al alcanzar la temperatura ambiente, ya que son debidos a un cambio de fase en la estructura cristalina del material, esto es, se producen variaciones en las dimensiones de los parámetros de red de la estructura cristalina. Los dos efectos, siendo los cambios de volumen debidos al cambio de fase el más relevante, crean unas tensiones residuales de tracción y de compresión considerables que además de deformaciones y plasticidades pueden formar grietas en el material. En un modo simplificado, tras el proceso de temple por láser parte del material aumenta su volumen sin aumentar el espacio donde se encuentra confinado, lo que provoca una gran fuente de tensiones residuales de tracción y compresión.

La modelización óptima de las tensiones y deformaciones durante el proceso de temple por láser se realiza teniendo en cuenta distintos fenómenos físicos simultáneamente. Así, las variables metalúrgicas, térmicas y mecánicas están directamente relacionadas en lo que se denomina un acoplamiento metálico - térmico - mecánico, conocido como "*Metallothermomechanical coupling*" [Czichos, 2011]. En la Fig. II.75 se observa un esquema de la relación entre campo térmico, fases metalúrgicas del material y las tensiones y deformaciones [Hernández, 2014].

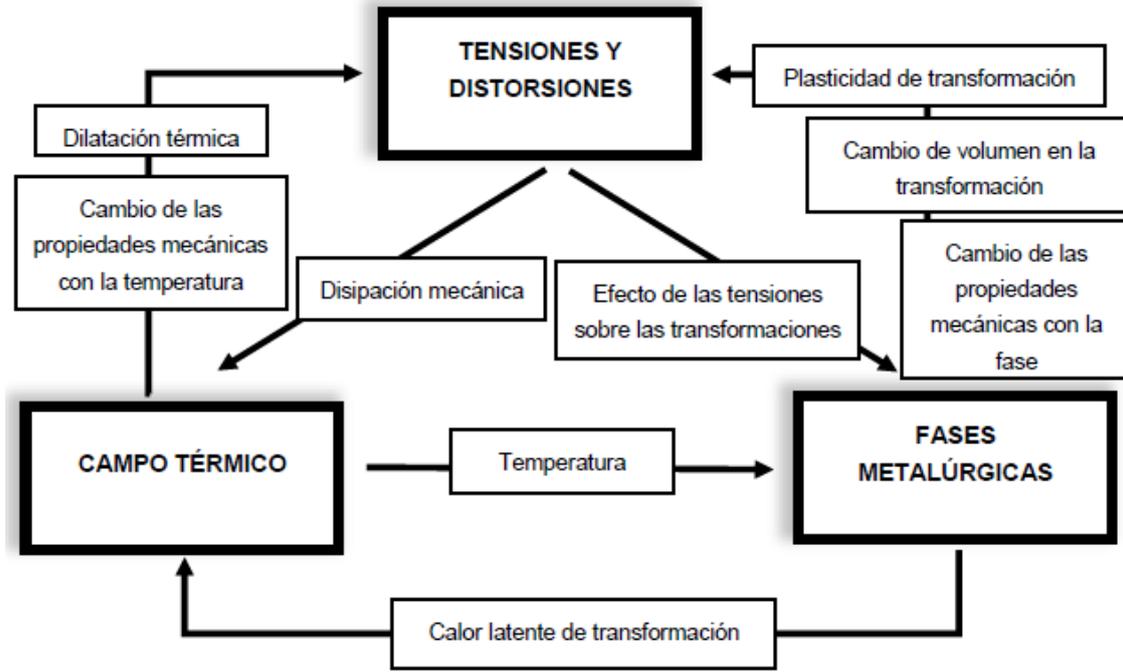


Fig. II.75: Esquema del acoplamiento metálico - térmico - mecánico [Hernández, 2014]

Para la modelización de las tensiones residuales y las deformaciones se utiliza de forma masiva el Método de los Elementos Finitos (MEF). Así, como se indica en la Ec. II.3.9, para representar el tensor de deformaciones en un punto del dominio del problema, se descompone la deformación en la suma de la componente elástica (e), plástica (p), térmica (T) y del aumento de volumen asociado a la transformación (ΔV). De esta forma, se tienen en cuenta los fenómenos que provocan las tensiones residuales en problemas con acoplamiento metálico - térmico - mecánico.

$$\Delta \varepsilon_{ij} = \Delta \varepsilon_{ij}^e + \Delta \varepsilon_{ij}^p + \Delta \varepsilon_{ij}^T + \Delta \varepsilon_{ij}^{\Delta V} \quad \text{Ec. II.13}$$

A continuación se explican los distintos fenómenos que forman parte de la Ec. II.13.

Componente elástica de la deformación

El comportamiento elástico del material queda definido por el módulo de Young (E) y el coeficiente de Poisson (ν) según la Ec. II.14. Donde, δ_{ij} es la función Delta de Dirac y σ_{ij} es el correspondiente valor del tensor de tensiones.

$$\varepsilon_{ij}^e = \frac{1 + \nu}{E} \sigma_{ij} - \frac{\nu}{E} \sigma_{kk} \delta_{ij} \quad \text{Ec. II.14}$$

En general, los parámetros que caracterizan el material dependen de la temperatura y de la fase. Sin embargo, es habitual que cuando la variación es reducida, para simplificar, se consideren constantes. Este es el caso del coeficiente de Poisson que, en general, se considera constante, mientras que el módulo elástico se suele introducir en función de la fase y de la temperatura.

Componente de la deformación debida al aumento de volumen asociado a la transformación

Durante el proceso de temple por láser, asociado al cambio de fase, existe un aumento de volumen que provoca unas deformaciones en la pieza que se modelizan con la Ec. II.15.

$$\Delta \varepsilon_{ij}^{\Delta V} = \frac{1}{3} \frac{\Delta V}{V} \delta_{ij} \quad \text{Ec. II.15}$$

Además, hay que tener en cuenta que durante el proceso hay distintas transformaciones metalúrgicas, por lo tanto, a cada una va asociado un valor de aumento de volumen. Así, el valor $\Delta V/V$ ha de representar el estado actual de la transformación de fase.

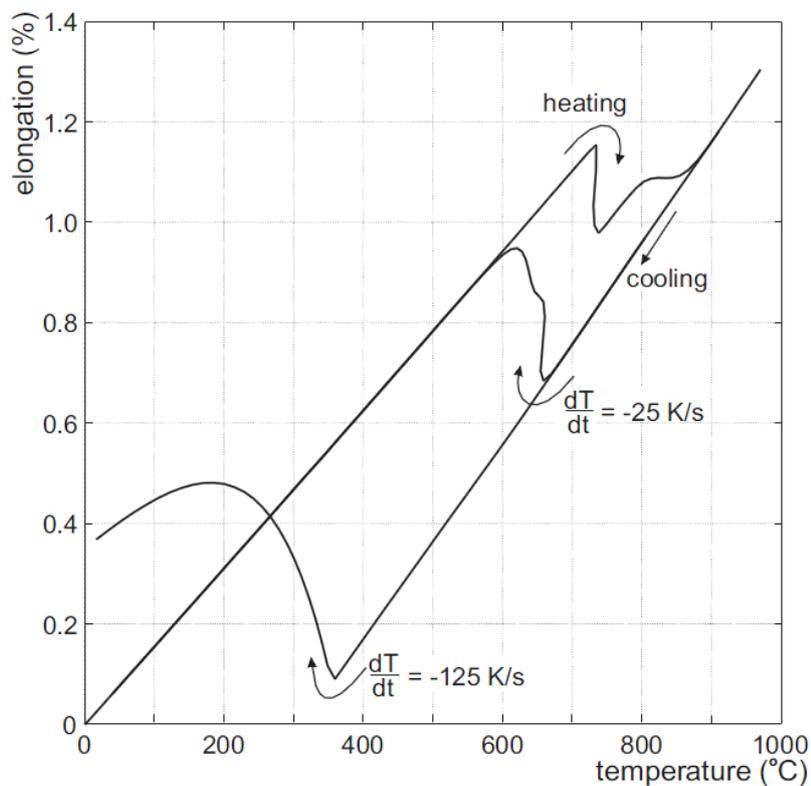


Fig. II.76: Curvas dilatométricas del acero para diferentes velocidades de enfriamiento

Componente térmica de la deformación

Un calentamiento local de la pieza provoca el aumento de la temperatura y la consiguiente dilatación de una zona localizada del material. Cuando esa dilatación está restringida provoca unas deformaciones en la pieza que se pueden modelizar con la Ec. II.16.

$$\Delta \varepsilon_{ij}^T = \alpha \Delta T \delta_{ij} \tag{Ec. II.16}$$

En la Fig. II.77, Bailey et al. [Bailey, 2009] representan las distintas partes de la tensión residual (térmica, volumétrica por las transformaciones y plástica) en una sección transversal a la línea templada y en profundidad en el centro de la línea templada. Se observa claramente que la tensión de compresión existente en el área templada se debe mayoritariamente a la variación de volumen de las distintas fases, mientras que en los alrededores de la zona templada se encuentra la tensión de tracción máxima debida principalmente a la componente térmica.

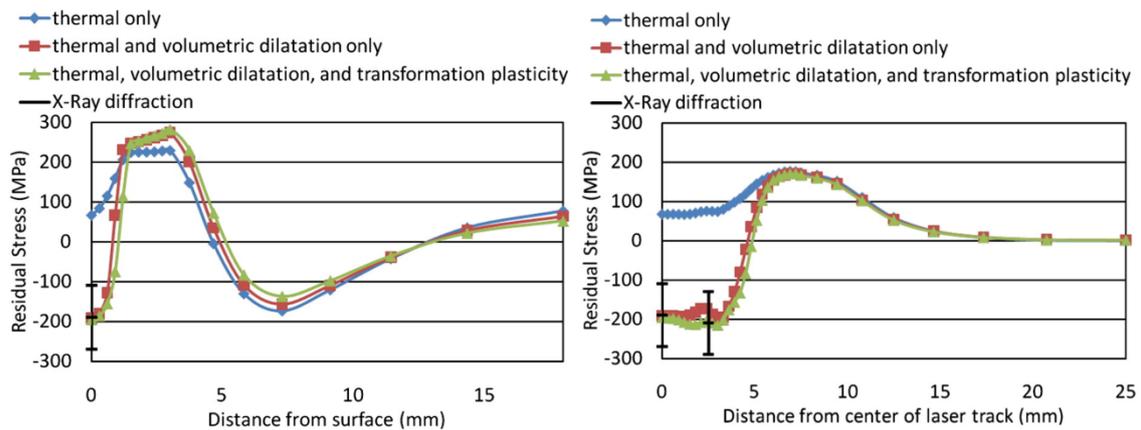


Fig. II.77: Izq. Tensiones residuales por componente en profundidad; Dcha. Tensiones residuales por componente a lo largo de una línea transversal al temple sobre la superficie [Bailey, 2009]

Componente plástica de la deformación

Debido al nivel de tensiones que se alcanza durante el proceso de temple por láser, puede ser necesario recurrir a un modelo plástico del material. Así, el material llega a la zona de comportamiento plástico cuando los niveles de tensión superan la tensión de fluencia (σ_y). Al llegar a la zona plástica y retirarse la carga, toda la componente elástica de la tensión desaparece y sólo permanece la componente plástica. Por otro lado, para pequeñas deformaciones se acepta que la deformación total es la suma de la componente plástica y de la componente elástica.

El comportamiento plástico del material está determinado por un criterio de plasticidad. Para predecir el criterio de fluencia en materiales metálicos se suele recurrir a la teoría de von Mises o a la teoría de Tresca. Mientras que el criterio de Tresca se basa en la máxima tensión cortante, la teoría de von Mises considera que comienza la fluencia cuando la energía de distorsión de un estado genérico de tensiones iguala a la energía de distorsión en un ensayo de tracción uniaxial.

Mediante cualquiera de estos criterios de fluencia se compara lo que pasa en un estado genérico de tensiones con lo que pasa en el ensayo de tracción uniaxial. A partir de esa comparación se determina si se ha producido la fluencia en el punto que se está estudiando. Así, se crea así una función de fluencia (Ec. II.17) que determina el comportamiento del material en el régimen plástico con variables que representan la tensión, la deformación plástica, la temperatura y las fases metalúrgicas.

$$F(\sigma_{ij}, \varepsilon_{ij}^p, T, f) = 0 \quad \text{Ec. II.17}$$

Por otro lado, las leyes de comportamiento del material definen como se modifica la superficie de fluencia durante el proceso de fluencia plástica. Las leyes de fluencia más utilizadas son el endurecimiento isotrópico (isotropic hardening) y el endurecimiento cinemático (kinematic hardening). Así, el modelo de endurecimiento isotrópico asume que la tensión de fluencia inicial se expande uniformemente sin distorsión ni translación cuando ocurre el flujo plástico. Mientras tanto, el modelo de endurecimiento cinemático tiene en cuenta que la superficie solo se desplaza, sin cambio de orientación ni distorsión. En la Fig. II.78 se representa la superficie de fluencia, siguiendo el criterio de von Mises para los dos modelos de endurecimiento por deformación.

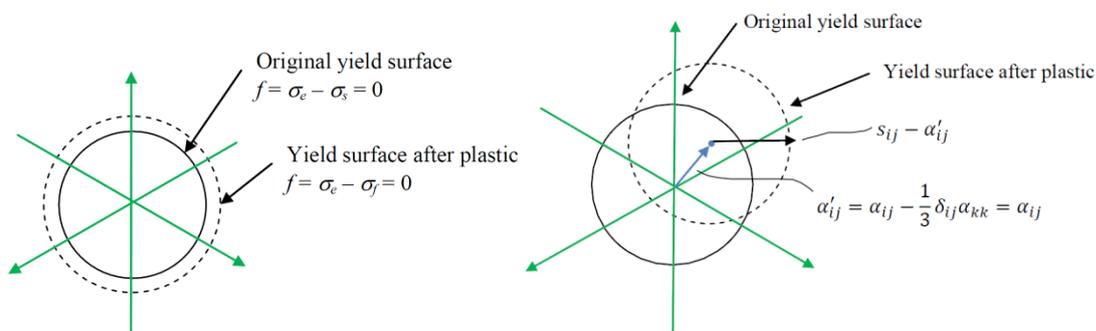


Fig. II.78: Modelos de endurecimiento isotrópico y cinemático para el comportamiento plástico

Para el proceso de temple por láser, los modelos específicos dedicados al estudio tensiones residuales [Geijselaers, 2003] [Bailey, 2009] optan por el modelo de endurecimiento isotrópico para la zona plástica.

Por otro lado, para realizar una modelización más rigurosa del proceso, se puede añadir el fenómeno de plasticidad por transformación de fase. En la Fig. II.79 se observan las curvas dilatométricas de distintas transformaciones de fase junto con su variación al estar sometidas a tensión.

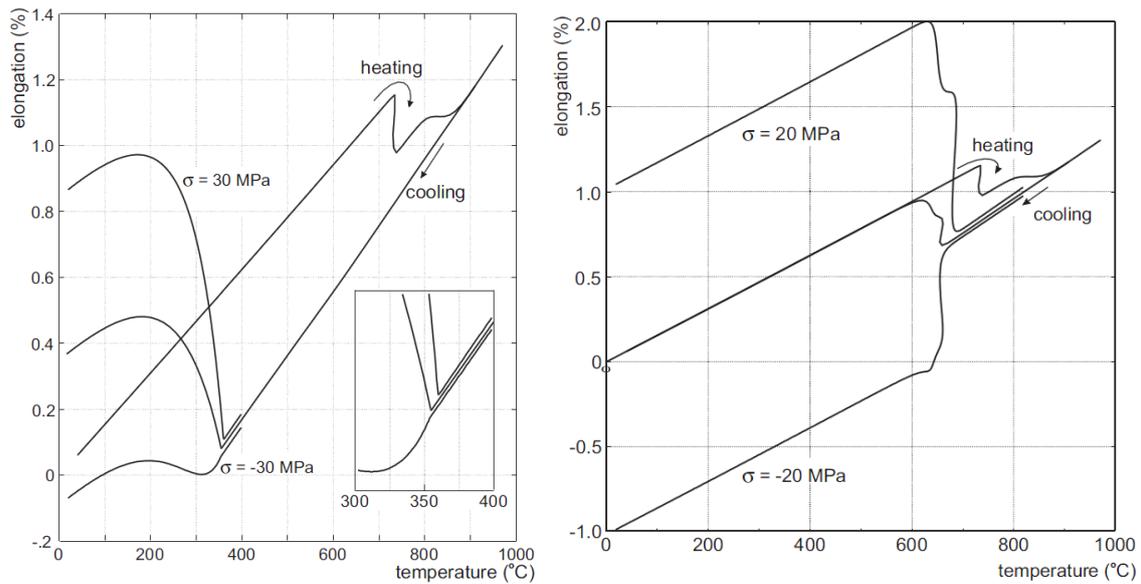


Fig. II.79: Izq. Curvas dilatométricas con la plasticidad por transformación durante la transformación a martensita durante el enfriamiento; Dcha. Con la transformación a perlita [Geijselaers, 2003]

CAPÍTULO III.

ESTUDIO EXPERIMENTAL DEL PROCESO DE TLE DESDE UN ENFOQUE INTEGRAL

Tras un estudio del estado del arte de los tratamientos de temple por láser focalizándolo en el proceso de temple por láser con escáner (TLE), en este capítulo se desarrolla el trabajo realizado. Así, se comienza explicando la metodología empleada para la puesta a punto del proceso de TLE. Tras esto se añade un apartado donde se explican los distintos conceptos específicos que han ido apareciendo del proceso de TLE y, finalmente, se añaden tres apartados que se corresponden con las tres partes fundamentales en las que se ha dividido el estudio del proceso de TLE. Estas partes son la adaptación y el ajuste de la mecatrónica necesaria, el análisis experimental del proceso y, para acabar, los modelos de simulación numérica.

III.1. METODOLOGÍA EMPLEADA PARA LA PUESTA A PUNTO DEL PROCESO DE TLE

A lo largo de este capítulo se desarrollará el estudio, la implementación en una Máquina - Herramienta y la puesta a punto del proceso de TLE. Así, este trabajo se ha realizado abordando las que se consideran las tres partes fundamentales para un estudio global de un proceso de fabricación que son: La parte de máquina y control (mecatrónica), la parte experimental y la parte de modelado para predecir los resultados mediante simulaciones numéricas. Durante este capítulo, tras un apartado donde se explican los conceptos específicos que han ido apareciendo del proceso de TLE, se añaden otros tres apartados que se corresponden con el trabajo realizado en cada parte.

La Fig. III.1 es un resumen de la metodología llevada a cabo. En ella se observa la relación entre las tres partes y cómo los resultados de cada una influyen en las otras dos. Por ello, se estima necesario estudiar y comprender estas relaciones entre los distintos apartados para una correcta puesta a punto del proceso de TLE.

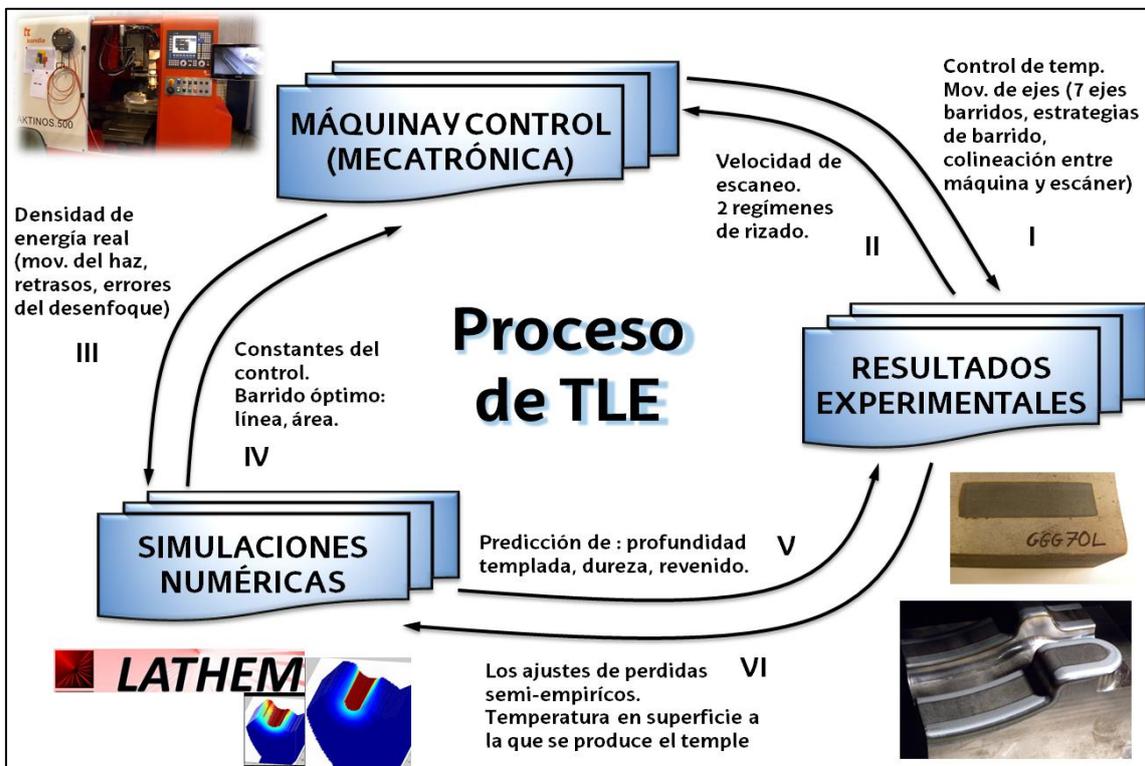


Fig. III.1: Relación entre la mecatrónica, la experimentación y el modelado en el proceso de TLE

A continuación se van a explicar una a una las diferentes relaciones correspondientes a las distintas influencias entre las tres partes que se indican en la Fig. III.1:

- **I:** La **mecatrónica** implementada en la máquina, como el control de temperatura o la sincronización entre los ejes de máquina y los ejes del escáner, ha mejorado los **resultados experimentales** dotando al haz láser de más capacidad de movimiento y generando una temperatura constante en toda la superficie templada.
- **II:** A partir de los **resultados experimentales** se ha observado la influencia de variables como la velocidad de escaneo; que posteriormente se han programado en la **máquina**. Por otro lado se ha visto la presencia de dos regímenes de rizado con gran influencia en el espesor templado.
- **III:** Durante las **simulaciones numérica**, como variable de entrada para modelar la densidad de energía real que llega a la pieza, se han estudiado aspectos de la **mecatrónica** de la máquina cómo el movimiento de sus 7 ejes, el error de posición creado en la necesidad de desenfocar el haz láser y los retrasos entre el movimiento y los parámetros de la máquina, entre otros.
- **IV:** Con la implementación de un control PID en las **simulaciones numéricas** se han obtenido las constantes que se han programado en el control de temperatura de la **máquina** sin la necesidad de ensayos experimentales. Además, mediante las simulaciones numéricas se han obtenido las estrategias o barridos óptimos que luego son los que se han implementado en las trayectorias de la máquina.
- **V:** Se han utilizado las **simulaciones numéricas** para predecir aspectos **experimentales** como la profundidad templada, la dureza tras el temple o la dureza tras el revenido en el solapamiento de trayectorias. Además, el estudio de los resultados experimentales ha validado las simulaciones numéricas y modelos propuestos para la predicción.
- **VI:** Mediante los resultados **experimentales** de ensayos específicos, se han obtenido las pérdidas de absorción del láser así cómo parámetros de caracterización del material desconocidos y necesarios en la **simulación numérica** cómo son los correspondientes a los cambios de fase en estado sólido.

III.2. CONCEPTOS BÁSICOS QUE APARECEN EN EL PROCESO DE TLE

En este apartado se van a describir los conceptos fundamentales que se han empleado durante esta investigación y que se consideran importantes para la mejor comprensión de la metodología desarrollada en el proceso de TLE (temple por láser con ópticas tipo escáner).

III.2.1. Gráficas de temperatura

A lo largo de todo el documento se nombran dos tipos de gráficas de temperatura por lo que a continuación se explica brevemente cada una de ellas. La diferencia entre los dos tipos es la velocidad relativa del pirómetro respecto a la pieza. En el primer caso, el pirómetro está enfocado al mismo punto de la pieza y no se desplaza respecto de esta en ningún momento. En el segundo caso, el pirómetro se desplaza respecto de la pieza una velocidad relativa v_r . Los dos tipos de gráficas que se muestran a continuación se corresponden con el mismo ensayo.

Temperatura de un punto de la pieza a lo largo del tiempo

En el primer caso que se muestra en la Fig. III.2, los valores que adquiere el pirómetro se corresponden con el valor de la temperatura a lo largo del tiempo en un punto concreto de la pieza que se está templando. En este caso, el pirómetro se encuentra en todo momento apuntando al mismo punto de la pieza y su velocidad relativa con respecto a éste es nula.

Así, en esta gráfica se ve como la temperatura del punto de la pieza se va incrementando a medida que el láser se va acercando y va disminuyendo a medida que se distancian. Se observa una variabilidad en la temperatura intrínseca al proceso de TLE, que puede ser mayor o menor, como se verá en el siguiente apartado, pero que no es posible eliminarla en su totalidad. En este tipo de gráficas se observan temperaturas de pico o máximas cuando el láser se encuentra sobrepasando el punto de medición y temperaturas de fondo o mínimas cuando el láser se encuentra a punto de volver a pasar por el punto. A esta variabilidad en la temperatura se ha denominado rizado.

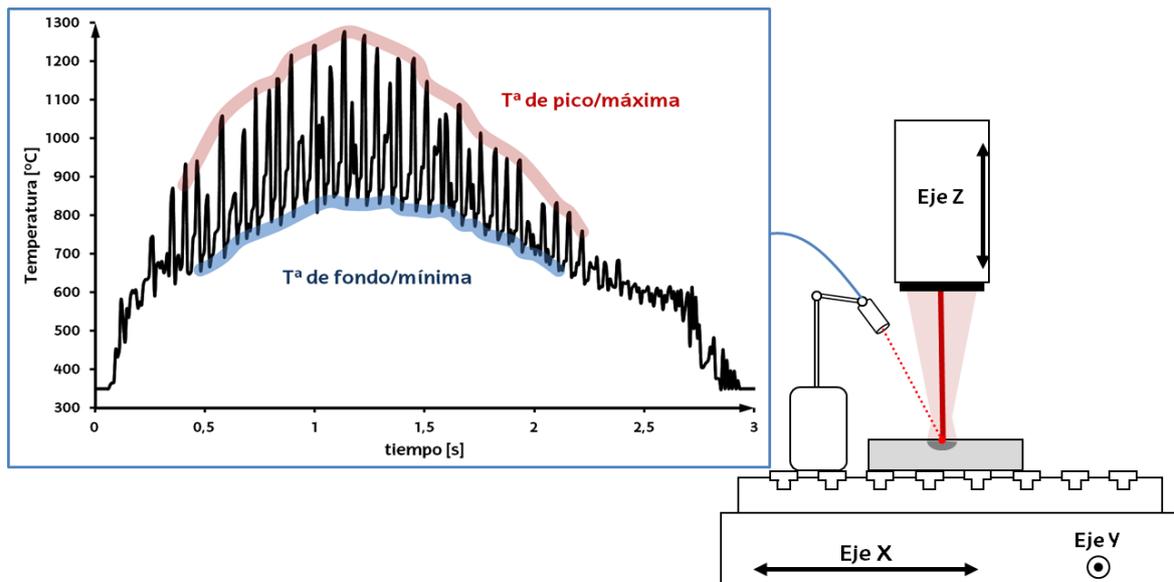


Fig. III.2: Temperatura de un punto de la pieza a lo largo del tiempo

Temperatura máxima: Gráfica del control de temperatura

Por otro lado, la gráfica de temperatura que se observa en la Fig. III.3, se corresponde con el valor máximo de la temperatura durante todo el proceso. Para obtener esta gráfica, el pirómetro se encuentra en todo momento apuntando al mismo punto de la trayectoria del escáner y para ello se mueve con la velocidad de avance (v_f) respecto a la pieza que se está templando. En este caso el sensor de temperatura se encuentra fijo al cabezal donde se posiciona el escáner, por lo que el pirómetro y el escáner se mueven respecto a la pieza a la velocidad de avance. Así, esta gráfica proporciona en todo momento la temperatura máxima que hay en la pieza durante el TLE. Además, esta es la gráfica necesaria si se quiere hacer un control de temperatura en tiempo real.

En el ejemplo mostrado en la Fig. III.3, se ha introducido una consigna de temperatura de 1250 °C en el programa de control de temperatura. Así, el programa de control varía automáticamente la potencia del láser para que el valor de temperatura en la superficie se mantenga constante. En esta gráfica se observa como en un principio la potencia es máxima (1000 W) hasta que la temperatura medida por el pirómetro alcanza la de consigna. comienza a entrar en la pieza que se quiere templar. Entonces se ajusta automáticamente para que la temperatura en la superficie sea constante.

Este tipo de gráficas son muy importantes para el control del proceso y no sobrecalentar la superficie pero las que realmente dan una idea del espesor templado y la dureza final son las que registran la temperatura en un punto de la pieza a lo largo del tiempo.

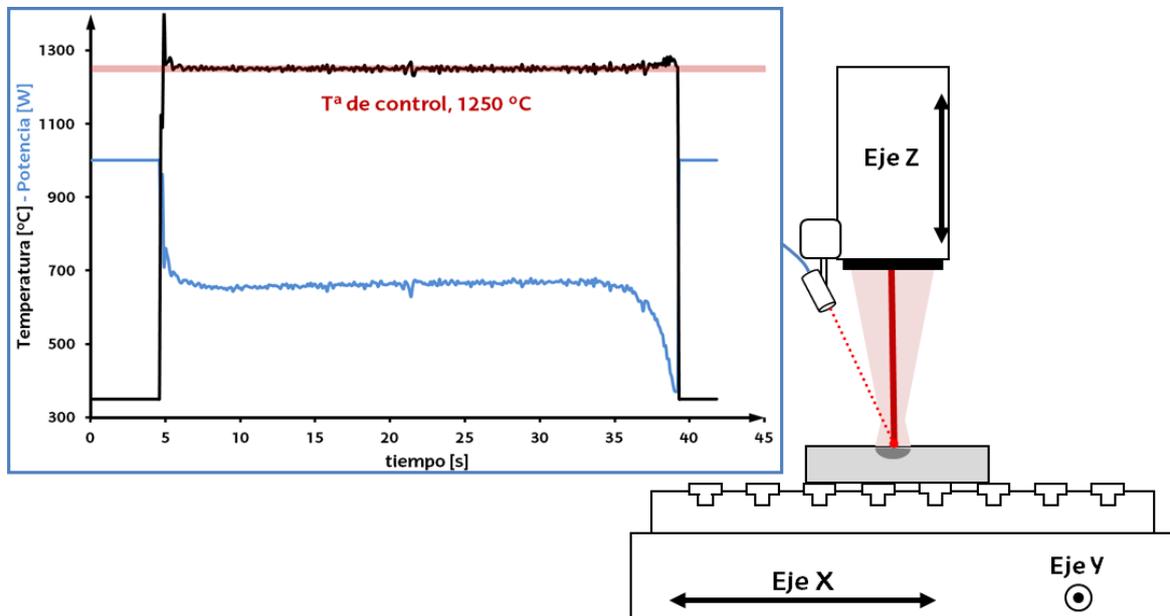


Fig. III.3: Temperatura máxima a lo largo del tiempo. Gráfica del control de temperatura

III.2.2. Estrategias de barrido con escáner

A diferencia del temple convencional, en el TLE coexisten dos velocidades, la velocidad de escaneo y la de avance. La *velocidad de escaneo* (v_s) que se suele medir en mm/s es la velocidad de movimiento real del haz láser, que en los escáneres actuales puede llegar a los 10.000 - 15.000 mm/s. Por otro lado está la *velocidad de avance* (v_f) medida en mm/s que es el movimiento real de avance de la línea templada sobre la pieza. Cuando se quiere dar un criterio de productividad sus dimensiones se dan en velocidad de área barrida, siendo esta dependiente de la velocidad de escaneo (v_f) y de la anchura del área barrida (w_f).

Así, para el proceso de TLE se proponen dos tipos de estrategias a la hora de barrer el área que se está templando, la de barrido continuo y la de barrido por áreas, que se explican a continuación.

Estrategia de barrido continuo

La estrategia de barrido continuo que se muestra en la Fig. III.4 consiste en ir moviendo el láser en una línea ascendente y descendente a la velocidad de escaneo mientras la pieza se mueve en la mesa de trabajo con la velocidad de avance. En este caso el centro del haz láser sólo pasa una vez por cada punto. Es un esquema mucho más sencillo que la estrategia de barrido por áreas y se puede hacer con escáneres de una sola dimensión.

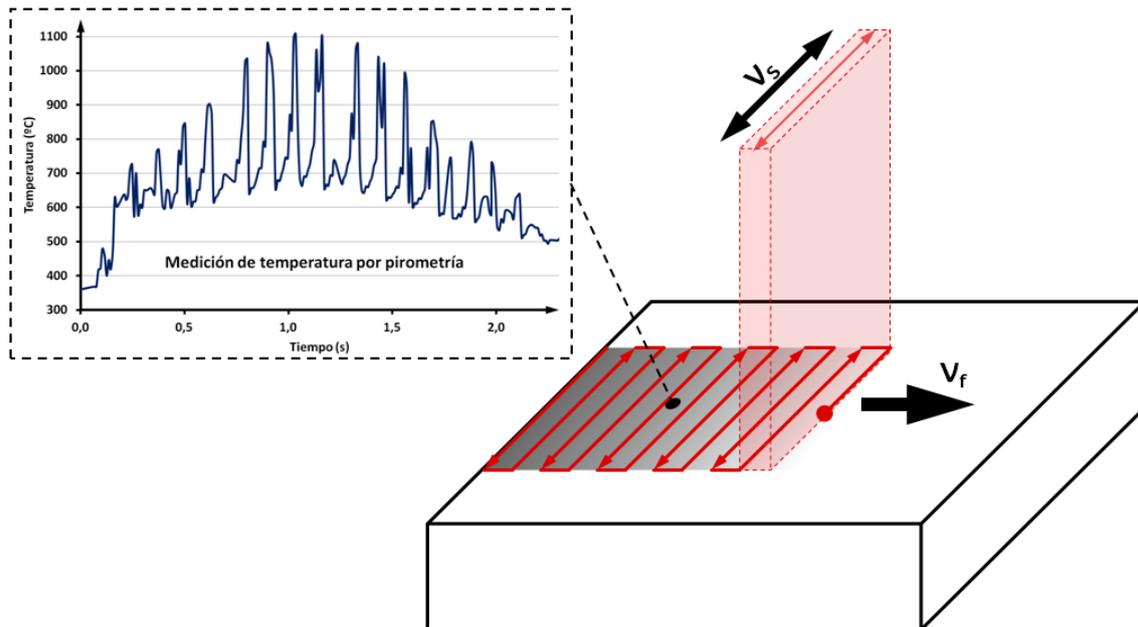


Fig. III.4: Esquema de la estrategia de barrido continuo.

Estrategia de barrido por áreas

La estrategia de barrido pulsado o barrido por áreas que se muestra en la Fig. III.5 consiste en ir proyectando distintas áreas que se barren con el láser a la velocidad de escaneo mientras la pieza se mueve con la velocidad de avance. En este caso el haz láser pasa varias veces por el mismo punto y por lo tanto se podría configurar la potencia para dar densidades de energía variables en las distintas zonas del barrido. En el temple por láser convencional, para obtener la densidad de energía más apropiada es necesario fabricar una óptica difractiva, tal y como se ha mencionado anteriormente. En el caso de los escáneres y con este procedimiento de barrido es posible cambiar la densidad de energía en el haz simplemente con un cambio de trayectoria. Para este tipo de barridos sería necesario por lo menos un escáner de dos dimensiones.

La gran ventaja de esta estrategia es la versatilidad de la densidad de energía global con la que se puede trabajar pero como gran desventaja está el control de temperatura, ya que a priori no se sabe cuál va a ser el punto de mayor temperatura, y que el rizado generalmente es mayor.

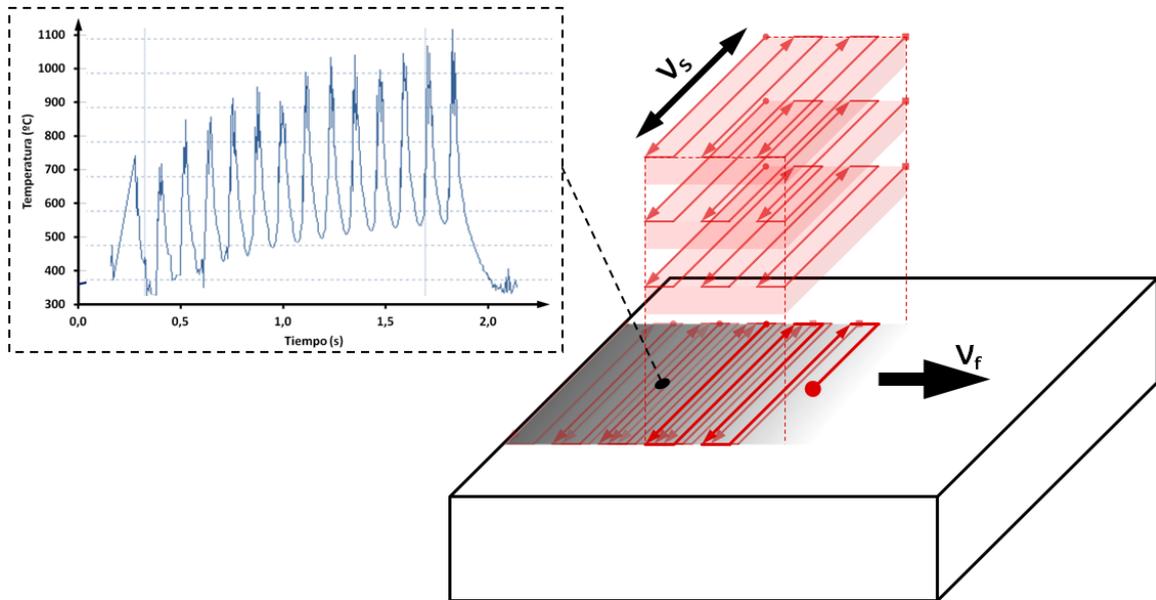


Fig. III.5: Esquema de la estrategia de barrido por áreas

III.3. ADAPTACIÓN Y AJUSTE DE LA MECATRÓNICA NECESARIA PARA EL PROCESO DE TLE

Para comenzar, en la primera sección de este apartado se resumen los distintos equipos utilizados durante el trabajo experimental. A continuación se explican las adaptaciones y ajustes mecatrónicos necesarios para poder templar con la máquina, sistema óptico y equipo láser disponibles.

En primer lugar se estudia el movimiento del escáner ya que durante el proceso de TLE es necesario direccionarlo a muy altas velocidades (Capítulo III.3.2). Además, el trabajo a estas altas velocidades hace necesaria una buena comunicación entre la posición del láser y las señales de apagado y de encendido del láser.

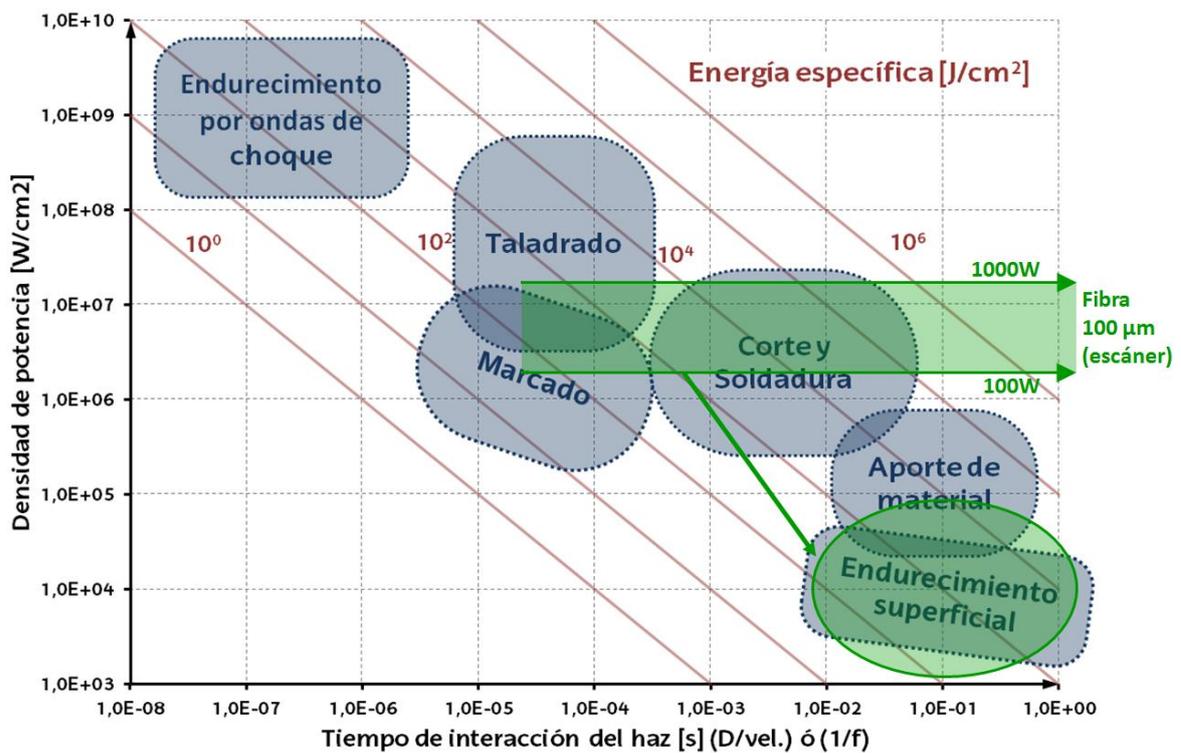


Fig. III.6: Situación del sistema disponible y del temple por láser en cuanto a tiempo de interacción y densidad de potencia

Por otro lado, como se observa en la Fig. III.6, el sistema para procesamiento láser de materiales disponible trabaja con densidades de potencia en el haz láser comprendidas entre 1,27 MW/cm² a 100 W y 12,7 MW/cm² a 1000 W. En cambio, en el temple por láser las densidades de potencia no superan los 0,1 MW/cm².

Para ello es necesario un barrido de áreas que aumente el tiempo de interacción del láser con la pieza y trabajar fuera del plano focal para disminuir la densidad de potencia en el haz láser (Capítulo III.3.3).

Además, al trabajar con ejes de máquina, lentos y de gran recorrido, y de escáner, rápidos y de corto recorrido, debe de verificarse una correcta alineación entre ellos y programarse una sincronización en sus movimientos (Capítulo III.3.4).

Para acabar se encuentra la sensorización, en este caso de la temperatura. La monitorización y el control de la temperatura es imprescindible para obtener resultados aceptables durante el proceso de TLE. En el proceso de TLE la dificultad de medir y controlar temperaturas se acentúa debido a que el haz láser, zona donde se encuentra la máxima temperatura en cada momento, se mueve a muy altas velocidades. En el Capítulo III.3.5 se explicará cómo se ha implementado el control de temperatura.

Estas adaptaciones y ajustes mecatrónicos se han realizado para una máquina de procesado láser concreta. Por ello se pueden tener en cuenta de forma generalista pero hay que reflejar que son necesarias para poner a punto otro tipo de máquina para el proceso de TLE. Así, se considera que la dificultad de estos ajustes es el principal motivo de que el proceso de TLE no esté todavía integrado en la industria.

III.3.1. Descripción de los equipos empleados

A continuación se presentan las características de los equipos utilizados durante el trabajo experimental. Para ello se van a describir tanto las máquinas, como el equipo láser y los sensores específicos que se determinen necesarios para la comprensión de las técnicas experimentales utilizadas.

Láser de alta potencia

El láser de alta potencia utilizado durante los ensayos es un resonador de fibra excitado por stacks de diodos (Rofin FL010). Un láser de fibra con una potencia máxima de 1 kW cuyas características se detallan en la Tabla III.2. Para dirigir el

haz láser a la zona de trabajo se le acopla una fibra de guiado hasta el cabezal de la máquina Aktinos 500.

Tab. III.2: Características del láser de fibra Rofin FL10

Láser de fibra Rofin FL10		
	Modelo	Rofin FL10
	Potencia	1000 W
	Longitud de onda	1.080 ± 10 nm
	Tamaño de haz (focalizado)	100 µm
	Calidad de haz	≥ 2,5 mm mrad
	Frecuencia de pulso	5000 Hz
	Cinemática	Aktinos 500 + escáner

Máquina cartesiana de 5 ejes

Los ensayos experimentales se han realizado en una fresadora convencional de 3 ejes (Kondia B500) que en el 2010 fue sometida a un proceso de renovación o retrofitting para convertirla en una máquina de procesamiento láser de 3+2 ejes continuos a la que se ha denominado *Kondia Aktinos 500*. Se trata de un desarrollo propio realizado sobre un centro de mecanizado por lo que se trata de una célula única con esta configuración. Las características principales de la Aktinos 500 se incluyen en la Tabla III.1.

Tab. III.1: Características de la máquina cartesiana Aktinos 500

Máquina cartesiana Aktinos 500		
	Modelo	Aktinos 500
	Control numérico	FAGOR 8070
	Cursos (X/Y/Z; A/C)	600/400/380 mm ; 110°/± 360°
	Velocidad de avance	Max. 24.000 mm/min
	Precisión de posicionamiento	± 0.01 mm
	Repetitividad	± 0.005 mm
	Resolución	0.001 mm

La adaptación principal realizada a la máquina ha sido la eliminación del cabezal de fresado, diseñando y fabricando el cabezal de la Fig. III.7: Izq. que integra tres tecnologías láser diferentes. Por un lado, en la parte central, se encuentra el escáner que se describe más adelante, al que le llega una fibra de 100 micras de un láser de fibra. Por otro lado, en los extremos, se encuentran un láser de diodos de primera generación de 1,5 kW y una fibra de 600 micras del láser de fibra acoplada a un cabezal de aporte por láser (LMD).

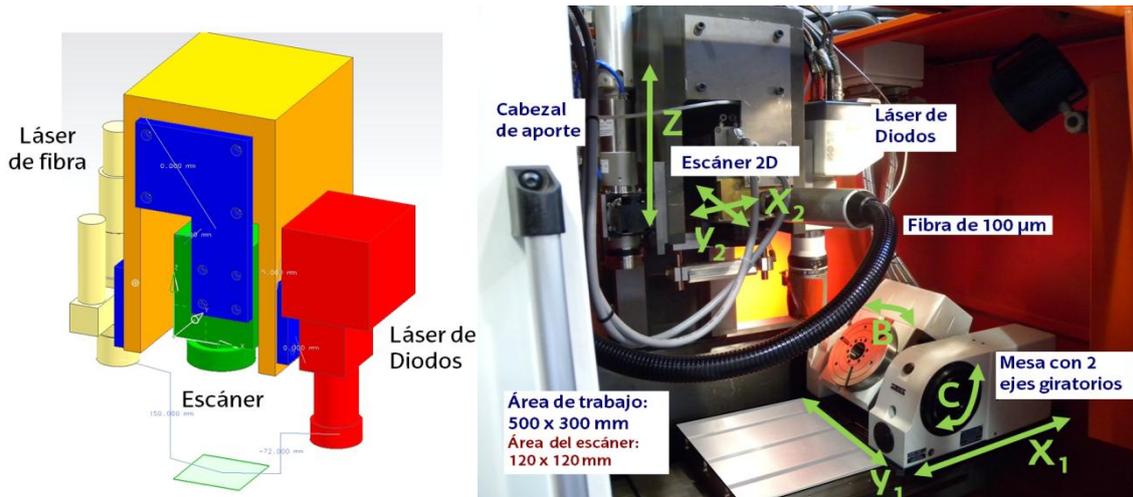


Fig. III.7: Izq. Cabezal diseñado en el que se integran tres tecnologías láser diferentes; Dcha. Resultado de la adaptación de la célula láser Kondia Aktinos 500

Además, en la Fig. III.7: Dcha. se observa la disposición de los elementos y de los ejes en el interior de la máquina. El eje Z se encuentra en el cabezal, los ejes X e Y en la mesa. A la mesa se le pueden integrar los ejes rotativos B y C mediante un plato divisor colocado sobre ella. Todos estos ejes se pueden mover de forma continua mediante un control FAGOR 8070 que también controla funciones externas como el encendido y el apagado de los láseres.

Escáner 2D

El escáner 2D que se ha utilizado durante los ensayos es un escáner de dos ejes cuyo modelo es HurrySCAN® 25 de la compañía Scanlab™ con el que se puede barrer un área de 120 x 120 mm² a velocidades lineales de hasta 7000 mm/s. Las características principales del escáner se describen en la Tabla III.3.

Tab. III.3: Características del escáner 2D Scanlab

Escáner 2D Scanlab		
	Modelo	HurrySCAN® 25
	Ejes	U y V
	Cursos (U/V)	120 x 120 mm
	Velocidad de escaneo	Max. 7.000 mm/s
	Campo de trabajo	120 x 120 mm
	Distancia de trabajo	265 mm
	Resolución (U/V)	2 ¹⁶ bits

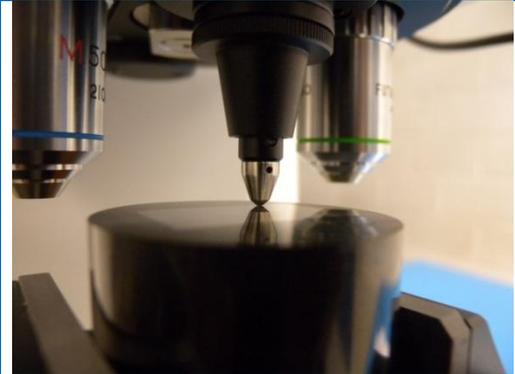
Para poder dotar de movimiento a los espejos del escáner son necesarios una tarjeta de control y un programa que los gobierne a través de las instrucciones de un usuario. En este caso se dispone de dos opciones:

- La opción comercial: una tarjeta de control instalada en el ordenador interno del propio láser con un software comercial instalado en un ordenador externo y conectado al láser por Ethernet. El programa comercial, el Visual Laser Marker (VLM), es un software comercial de marcado.
- La opción desarrollada: un ordenador externo al láser que contiene la tarjeta de control y un software propio con una configuración más abierta a las necesidades detectadas para el proceso de TLE ya que, además de mover los espejos del escáner, es capaz de variar la potencia del láser y de comunicarse con el control de la Aktinos 500.

Micro - durómetro

Para medir la dureza de los distintos ensayos se ha utilizado un micro - durómetro FutureTech FM800 con indentador tipo Knoop y con opciones de carga desde 1 g hasta 2 kg. Para poder dimensionar las marcas que dejan este tipo de durómetros las indentaciones se deben de realizar sobre una probeta previamente pulida a espejo. Las características principales del micro - durómetro se describen en la Tabla III.4.

Tab. III.4: Características del micro - durómetro FutureTech

Micro-durómetro FutureTech		
	Modelo	FutureTech FM800
	Cargas	De 1 a 2000 g
	Indentadores	Knoop y Vickers
	Torreta	Automática
	Precisión de posicionamiento	0.01 mm

Durante la medición el tiempo de indentación no tiene relevancia si este se encuentra entre 10 y 15 segundos, en este caso se ha utilizado un tiempo de 12 segundos. En cambio, un parámetro a tener en cuenta es la carga a aplicar durante el ensayo. Cuanto menor sea el valor de este parámetro más pequeña será la marca sobre la pieza.

Por otro lado, cuanto menor sea el tamaño de la indentación y según especificaciones del fabricante, menor será la distancia entre indentaciones sucesivas obteniendo así mayor resolución en la medición de la dureza. Pero este valor está condicionado principalmente por el tamaño de grano del acero o del material en cuestión. Así, para obtener la carga óptima de trabajo se han realizado una serie de ensayos con distintas cargas sobre la misma pieza en zonas contiguas (Tabla III.5). En concreto se trata de un acero DIN Ck45 normalizado que se ha templado superficialmente por láser hasta una profundidad de 230 μm .

Así, mediante estos ensayos, se observa que 100 gramos o valores inferiores de carga no son adecuados para este material y tamaño de grano ya que, como se observa en la Tabla III.5, la dureza varía considerablemente si la marca se encuentra en los límites de grano o en el centro del grano. La dureza de la zona templada se encuentra sobre los 700 - 710 HV.

Tab. III.5: Prueba de la carga óptima introducida en el micro-durómetro

Carga 100 gramos		Carga 500 gramos	
Profundidad (μm)	Dureza (HV)	Profundidad (μm)	Dureza (HV)
10	633	50	690
50	799	100	729
90	468	150	701
130	819	200	526
170	524	250	297
210	731		
250	351		
290	373		

The figure consists of two side-by-side graphs. The left graph is titled 'Microdureza (HV)' and has an x-axis from 900 to 0. It plots hardness values against depth for a 100g load. The right graph is also titled 'Microdureza (HV)' and has an x-axis from 0 to 800. It plots hardness values against depth for a 500g load. Both graphs show a series of data points connected by lines, indicating a peak in hardness at intermediate depths.

Pirómetro

El sensor más utilizado durante este trabajo ha sido un pirómetro de dos colores IMPAC IGAR 12 LO cuyo rango de medida se encuentra entre los 350 °C y los 1300 °C. Entre sus características principales están la medición real de temperatura con una precisión menor de 1°C. Por otro lado, al tratarse de un sensor óptico tiene alta respuesta dinámica (sin inercia térmica) pudiendo tomar un dato de temperatura cada 2 ms. Las características del pirómetro se describen en la Tabla III.6.

La característica principal del pirómetro de dos colores es que mide temperatura real a distancia (sin contacto) en un rango de temperaturas óptimo para el proceso de TLE.

Tab. III.6: Características del pirómetro de 2 colores IMPAC

Pirómetro de 2 colores IMPAC		
	Modelo	IMPAC IGAR LO
	Rango de temperaturas	350 °C - 1300 °C
	Frecuencia de muestreo	500 Hz (2 ms)
	Resolución	0.1°C
	Precisión	0.5 % de la medida + 1 °C
	Diámetro del spot	Variable entre 0.8 y 1.5 mm
	Enfoque	Variable entre 200 y 346 mm

Al igual que el escáner el pirómetro dispone de su propio software para medir y recoger los datos de temperatura (InfraWin de IMPAC) pero para la realización de este trabajo se ha programado un software propio. Este software además de recoger y analizar los datos de temperatura procedentes del pirómetro es capaz de mandar consignas de potencia al láser y con un control PID integrado mantiene constante la temperatura de la zona que se está templando durante todo el proceso de TLE. Este control se explica con más detalle en el Apartado III.3.5.

Cámara AV

Otro sensor que se ha utilizado puntualmente para la monitorización del proceso ha sido una cámara de alta velocidad Olympus i-SPEED LT en blanco y negro con capacidad de grabar hasta 2000 fotogramas por segundo y una resolución de 800 x 600 píxeles. Las características principales de la cámara de AV se describen en la Tabla III.7.

Tab. III.7: Características de la cámara de alta velocidad Olympus

Cámara de AV Olympus i-SPEED LT		
	Modelo	i - SPEED LT
	Espectro de medición	Blanco y negro
	Resolución	800 x 600 píxeles
	Fotogramas máx.	2000 fps
	Tiempo de grabado a 2000 fps	4.32 s
	Distancia focal	6.5 - 25 - 75 mm
	Control	Unidad externa con pantalla LCD

El láser es luz a una longitud de onda concreta que además de ser absorbida por la pieza parte de ella es reflejada. Estas reflexiones y otros factores impiden una visión nítida de la zona de la pieza que se está radiando. Por ello, para que la visión de la zona sea más nítida se le han añadido a la cámara de alta velocidad dos filtros ópticos: el HOYA R72 y el HOYA CM500. La misión de estos filtros es no dejar pasar la radiación láser, o lo que es lo mismo, que el láser no sea observado por la cámara. Además, estos filtros transmiten longitudes de onda infrarrojas que al ser una cámara en blanco y negro el sensor es capaz de captarlas. En la Fig. III.8 se presenta el esquema de la transmitancia de estas lentes. Se puede ver que la transmitancia en la longitud de onda que trabaja el láser (1064 nm) es cero y que la cámara solo capta longitudes de onda infrarrojas por encima de 1100 nm.

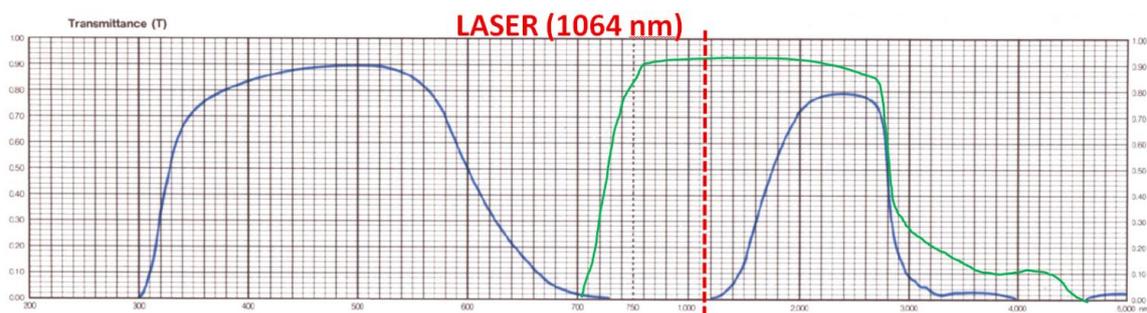


Fig. III.8: Transmitancia de los filtros HOYA R72 y HOYA CM500

En la Fig. III.9 se muestran dos imágenes capturadas con la cámara de AV durante el proceso de TLE. En la Fig. III.9: Izq., sin integrar los filtros, se observan los destellos y reflejos de la luz láser en la propia pieza y en otras zonas de la máquina. Por otro lado, en la Fig. III.9: Dcha. con las mismas condiciones de trabajo pero con

los filtros incorporados se observa nítidamente la posición exacta del haz láser sobre la pieza.

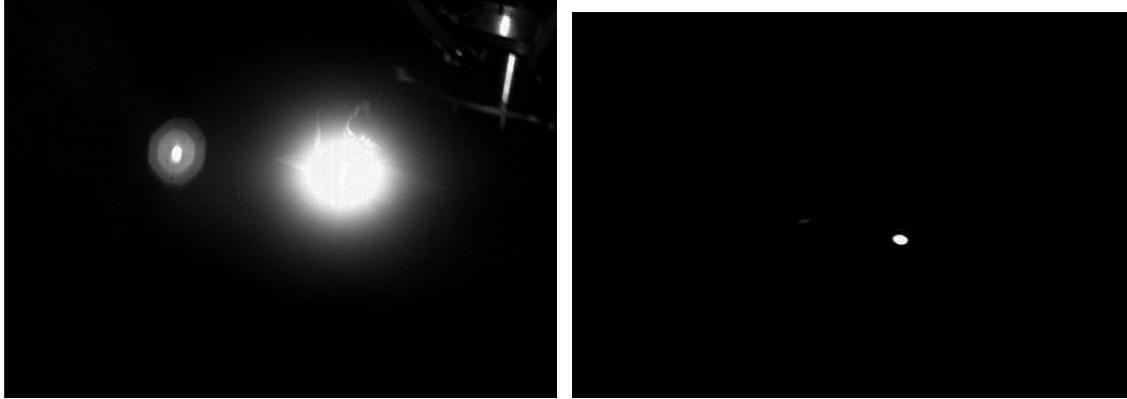


Fig. III.9: Izq. Grabación a AV sin filtros del proceso de TLE; Dcha. Grabación a AV con filtros del proceso de TLE

III.3.2. Cinemática del escáner y los retrasos provocados en el haz láser

A la hora de incorporar unas ópticas de escaneo a un sistema láser existen una serie de retrasos que es importante conocer y cuantificar ya que, dependiendo de las características del proceso láser que se esté realizando, sus valores óptimos varían considerablemente de un proceso a otro. Por un lado se encuentran los *retrasos en el encendido y apagado* del láser con respecto al movimiento de los ejes del escáner. Y, por otro lado, se encuentran los *retrasos de polígono* que tiene relación con el cambio de velocidad de los ejes en un cambio de dirección.

A continuación se explican los retrasos de encendido, de apagado y de polígono junto con los ensayos realizados para sacar los parámetros óptimos de cada uno de ellos para el proceso de TLE. Durante este proceso siempre se evitaran los valores de retrasos que provoquen zonas calientes o exposiciones prolongadas del láser con la pieza.

Retraso de polígono

El retraso de polígono se produce en las uniones entre los vectores de un polígono, cuando la trayectoria del escáner cambia de dirección. En estos puntos donde los espejos tienen que reorientarse los accionamientos de los motores

necesitan un tiempo para posicionarse. A este tiempo se le denomina retraso de de polígono.

Tab. III.8: Retrasos de polígono para $v_s = 1000 \text{ mm/s}$

		Retraso de polígono	
Demasiado largo	2 ms		
Óptimo	1 ms		
Demasiado corto	0 ms		

Un retraso de polígono demasiado largo produce leves efectos de quemado en las aristas de los polígonos. En caso de que sea demasiado corto las aristas de los polígonos se suavizan en el cambio de dirección marcandose el siguiente segmento de la trayectoria mientras el anterior todavía se esta ejecutando. Así, como se observa en la Tabla III.8, el retraso de apagado óptimo para una velocidad de escaneo de 1000 mm/s es de 1 ms.

Retraso de apagado

A velocidades de marcado altas, los espejos necesitan un tiempo para lograr alcanzar su posición final. Por ello, el láser debe apagarse antes de alcanzar su posición final. El retraso de apagado y la velocidad de escaneo (v_s) deben de ser sincronizadas.

Un retraso de apagado demasiado corto provoca que el tramo final de la trayectoria en cada vector de polígono desaparezca ya que el láser se apaga antes de haber realizado el vector. En caso de ser demasiado largo, el punto final de cada vector resulta quemado ya que el láser sigue encendido incluso cuando la velocidad de los espejos sea nula.

Así, como se observa en la Tabla III.9, el retraso de apagado óptimo para una velocidad de escaneo de 1000 mm/s es de 0,25 ms.

Tab. III.9: Retrasos de apagado para $v_s = 1000$ mm/s

		Retraso de apagado	
Demasiado largo	2 ms		
Óptimo	0,25 ms		
Demasiado corto	0 ms		

Retraso de encendido

El láser no debe estar encendido hasta que los espejos logren la velocidad angular de marcado deseada. Por esta razón se introduce el retraso del láser al encendido. La velocidad de escaneo (v_s) y el retraso de encendido deben de ser sincronizados.

Un retraso de encendido demasiado corto provoca que la velocidad de escaneo no sea suficiente al encender el láser y produce una zona quemada en los puntos iniciales de cada vector. En caso de ser demasiado largo, el láser se enciende una vez se ha recorrido una parte de la trayectoria por lo que la primera parte de cada vector no se expone al láser.

Así, como se observa en la Tabla III.10, el retraso de apagado óptimo para una velocidad de escaneo de 1000 mm/s es de 0 ms. En este caso no habrá retrasos de encendido demasiado cortos ya que no se pueden considerar valores negativos.

Tab. III.10: Retrasos de encendido para $v_s = 1000$ mm/s

		Retraso de encendido	
Demasiado largo	2 ms		
Óptimo	0 ms		
Demasiado corto	X		No puede ser un valor negativo.

Calibración del campo de trabajo

A la hora de trabajar con un escáner las lentes de campo plano y el sistema óptico que lo componen sufren unas distorsiones en el campo de trabajo que son necesarias corregir para evitar errores de posicionamiento del haz láser. Esto se realiza mediante un archivo de corrección que se carga cada vez que se trabaja con el programa que gobierna las posiciones de los ejes del escáner y el encendido y apagado del láser. Así, como se observa en la Fig. III.10, estas distorsiones pueden ser en forma de almohada si las deformaciones son mayores en las esquinas que en el centro de las caras del campo de trabajo o en forma de barril si las deformaciones son mayores en el centro que en las esquinas. Además, estas distorsiones también ocurren en escáneres de dos dimensiones cuando, a pesar de estar calibrados se trabaja fuera del plano de trabajo.

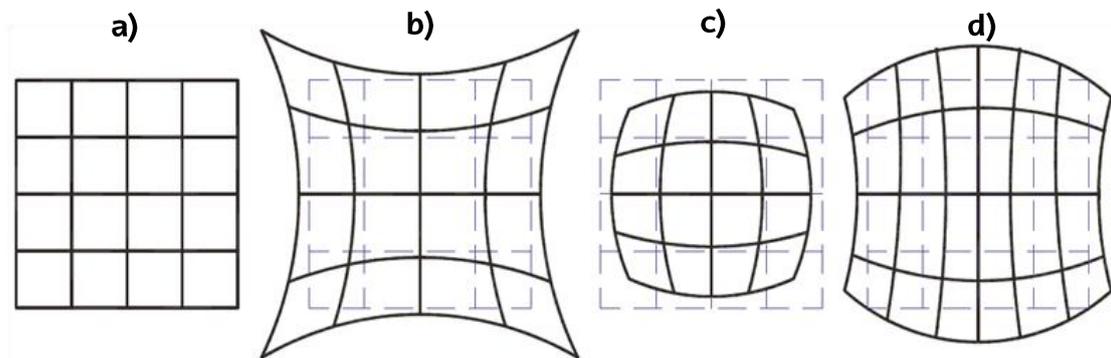


Fig. III.10: Diferentes distorsiones en el campo de trabajo de un escáner [Chen, 2008b]: a) sin distorsiones; b) forma de almohada; c) forma de barril; d) forma de almohada - barril

III.3.3. Errores en posición durante el TLE fuera del plano focal

Para poder templar con el sistema óptico disponible, además de barrer áreas con el escáner, es necesario desenfocar el láser y trabajar en planos distintos del plano focal. El diámetro del haz láser disponible en el plano focal es de 100 μm , lo que provoca densidades de energía demasiado altas para las potencias utilizadas durante el TLE que producen sobrecalentamientos indeseados. La solución a este problema es alejar el plano de trabajo del plano focal para aumentar el diámetro del haz en el plano de trabajo, consiguiendo así densidades de energía menores.

Los sistemas ópticos que componen el escáner requieren complicadas correcciones que normalmente son realizadas por el fabricante en el plano focal y que dependen fundamentalmente de la configuración de la óptica del escáner (Capítulo III.3.2). En un escáner 2D, como es el caso, estas correcciones sólo valen para el plano focal por lo que en el plano de trabajo las dimensiones del área a temprar respecto de las programadas varían considerablemente. Así, para la puesta a punto del proceso, en este apartado se ha caracterizado el error de posicionamiento del haz láser en distintos planos de trabajo.

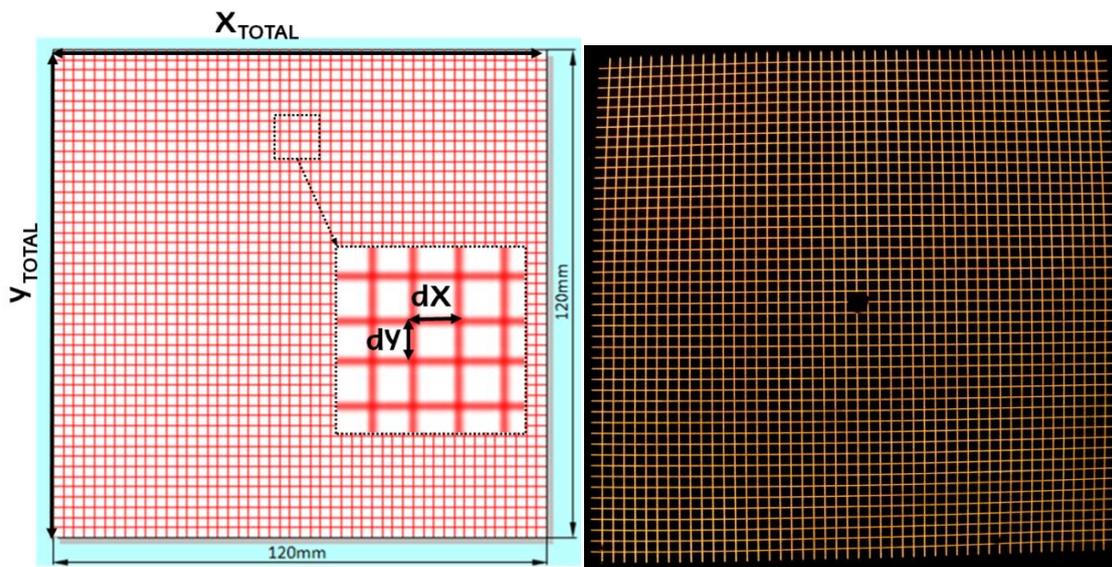


Fig. III.11: Izq. Cuadrícula programada con el software VLM; Dcha. Cuadrícula resultante tras su marcado con pintura negra

Para cuantificar los errores de posicionamiento en el campo de trabajo se ha marcado una cuadrícula sobre pintura negra a lo largo de la anchura total del plano de trabajo (120 x 120 mm) programados en el software de marcado (VLM). Se ha repetido el marcado a diferentes planos de trabajo distintos del plano focal. Así, en la Fig. III.11: Izq. se observa la geometría real programada y en la Fig. III.11: Dcha. el resultado del marcado en un plano distinto del focal. Los resultados se han medido mediante un proyector de perfiles. Además de la deformación total del plano de trabajo (X_{TOTAL} , Y_{TOTAL}) se han medido los errores locales de cada cuadrícula (dX , dY).

Tab. III.11: Parámetros utilizados en el marcado de las cuadrículas y deformación total del plano de trabajo a distintas Z_{PT}

ΔZ [mm]	DC [%]	Potencia [W]	V_{SCAN} [mm/s]	X_{TOTAL} [mm]	Y_{TOTAL} [mm]
-20	10	5	200	112,005	115,555
-10	10	5	200	115,664	117,661
0	100	5	1000	118,659	119,749
10	10	5	200	122,429	121,412
20	10	5	200	125,836	123,218
30	10	5	200	129,229	125,447
40	20	50	200	132,104	126,859
50	30	50	200	134,706	129,022

Por un lado, las medidas de deformación globales se han realizado en distintos planos de trabajo, desde $Z_{PT} = -20$ mm hasta $Z_{PT} = 50$ mm. En la Tabla III.11 se observan los distintos parámetros utilizados para el marcado y en la Fig. III.12 se muestran los resultados graficados. Como es de esperar el plano que más se acerca a las dimensiones programadas es el plano focal ($Z_{PT} = 0$). Aproximando los resultados mediante una regresión lineal se obtienen las Ec. III.1 y Ec. III.2.

$$X_{TOTAL} = 0,3288 \Delta Z + 118,9 \text{ [mm]} \quad \text{Ec. III.1}$$

$$Y_{TOTAL} = 0,1895 \Delta Z + 119,52 \text{ [mm]} \quad \text{Ec. III.2}$$

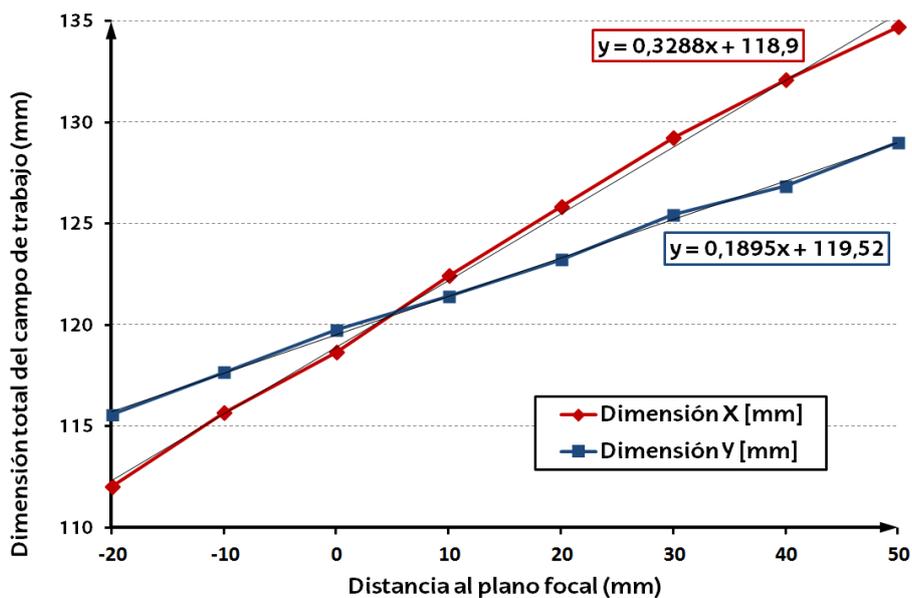


Fig. III.12: Variación de la dimensión X_{TOTAL} e Y_{TOTAL} del espacio de trabajo a distintas distancias del plano focal

Por otro lado, se ha estudiado con más detenimiento el plano de trabajo $\Delta Z = +50$ mm, el plano de trabajo que se ha usado durante la mayoría de los ensayos de TLE. Se ha observado que a medida que se trabaja más lejos del plano focal la deformación local de las cuadrículas pequeñas (dX , dY) no es igual en las distintas zonas del plano de trabajo. Se ha medido el error dX y dY en las distintas cuadrículas que forman el plano de trabajo respecto del programado y el resultado se observa en la Fig. III.13: Izq. Además, se ha obtenido el error cuadrático medio de las dos direcciones y el resultado observa en la Fig. III.13: Dcha.

Mediante estas mediciones se puede afirmar que con el láser desenfocado, inevitable a la hora de realizar ensayos de TLE con el sistema propuesto, en la zona central del plano de trabajo se tiene el mayor error (en torno al 15 %) pero su variación es menor y por tanto es más fácil de corregir. Además, el error es siempre mayor en el eje X, obteniendo para el error de posicionamiento cuadrático medio forma de barril (Capítulo III.3.2). Así, la zona central del área de trabajo al desenfocar el láser se considera la zona óptima para trabajar ya que aunque el error es mayor es más estable, tiene menor variación.

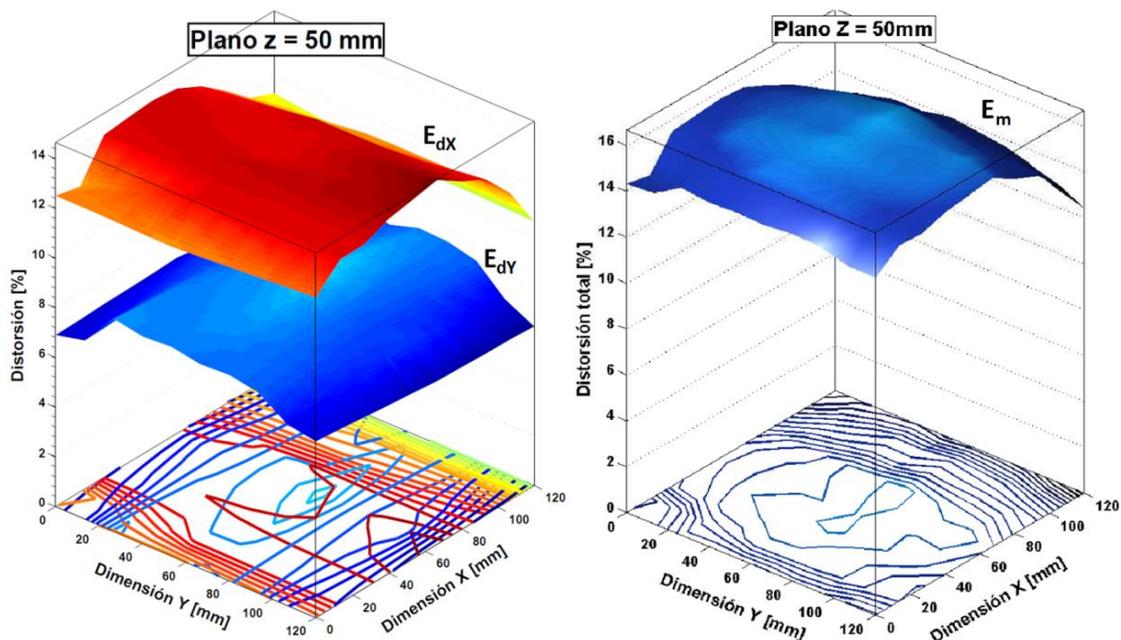


Fig. III.13: Izq. Error de posicionamiento en X e Y a lo largo del plano de trabajo $Z_{PT} = +50$ mm; Dcha. Error de posicionamiento cuadrático medio en el plano $Z_{PT} = +50$ mm

Otro "error" o factor que hay que tener en cuenta es la variación en diámetro que sufre el haz láser al trabajar en un plano de trabajo fuera del plano focal. En este caso con un BPP < 2,5 mm.mrad y un radio en la cintura del haz láser (w_0) de 50 μm , se obtiene un semi - ángulo de divergencia menor de 50 mrad y, por lo tanto, el radio de haz láser en el plano de trabajo (w_{PT}) se obtiene según la siguiente ecuación:

$$w_{PT} \leq \Delta Z * \tan \left[\frac{BPP}{w_0} * \frac{360^\circ}{2\pi} * \frac{1}{1000} \right] [mm] \quad \text{Ec. III.3}$$

III.3.4. Sincronización de movimientos y alineación entre los ejes de la máquina y del escáner

Para temprar por láser geometrías complicadas o para temprar por láser superficies de mayor extensión que el campo de trabajo del escáner (120 x 120 mm) hay que sincronizar los ejes de la máquina y del escáner. En este caso en el centro de mecanizado láser se dispone de 7 ejes: los 5 ejes, lentos y de largo recorrido, de la máquina cartesiana Aktinos 500 y los dos ejes lineales, rápidos y de corto recorrido, del escáner. Por ello, la alineación y la sincronización entre los ejes es muy importante ya que los dos ejes lineales rápidos del escáner se corresponden con los dos ejes lineales lentos de la máquina.

La máquina cartesiana Aktinos 500 dispone de tres ejes lineales (X_1 , Y_1 y Z) a los que conjuntamente se les puede integrar un plato divisor con dos ejes rotativos adicionales (B y C). Todos ellos pueden realizar trayectorias de forma continua y sincronizada en 5 ejes mediante el control numérico FAGOR 8070. Además, en el cabezal se encuentra situado un escáner 2D con los ejes U y V (X_2 y Y_2) que direccionan el láser con el software comercial Visual Laser Maker (VLM), un software de la empresa Rofin que controla tanto los movimientos de los espejos del escáner como los parámetros de encendido y apagado del láser. En la Fig. III.14 se observa la disposición en máquina de cada uno de los ejes mencionados.

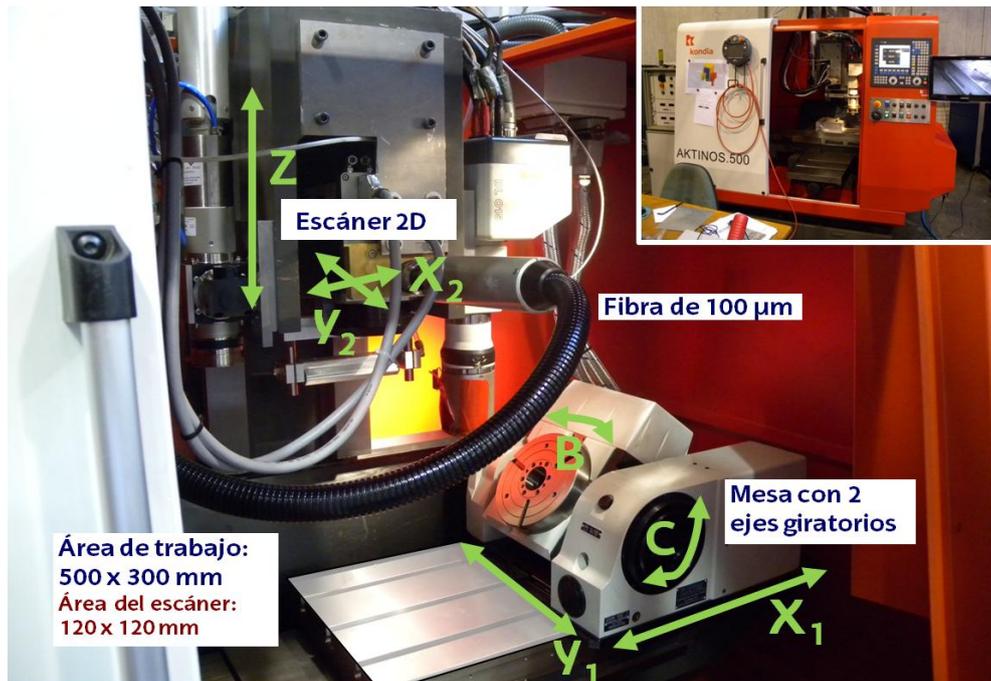


Fig. III.14: Ejes y campo de trabajo del centro de procesamiento láser Kondia AKTINOS 500

Así, en este apartado, por un lado se obtendrán desviaciones de alineación entre ejes que en principio deben de ser colineales y, por otro lado, se explicará cómo se ha realizado la sincronización entre los ejes del escáner y los ejes de la máquina.

Alineación entre ejes de máquina y escáner

Como se ha comentado en las características de la máquina el escáner ha sido acoplado posteriormente a la fabricación de la máquina mediante un cabezal de diseño propio. Por ello, se han realizado mediciones del paralelismo entre los ejes X e Y del escáner y los de la Aktinos 500. Para ello, se han marcado una serie de líneas y circunferencias a baja potencia sobre pintura negra. Para la medición del paralelismo, por un lado se han movido únicamente los ejes cartesianos de la máquina y a continuación únicamente los del escáner. Los resultados de los ensayos se han medido mediante un proyector de perfiles que es capaz de realizar mediciones de distintas variables geométricas con resolución de micras.

Por un lado, se han realizado dos líneas rectas de 120 mm, una con el eje X₁ de la máquina y otra con el X₂ del escáner y se ha medido el paralelismo entre ellas. A continuación se ha realizado el mismo ensayo sobre los ejes Y₁ e Y₂. Los resultados se detallan en la Tabla III.12. En ella se observa que los ejes con más error son los ejes X con una diferencia de ángulo entre los dos menor de 3 minutos.

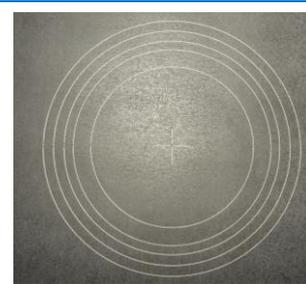
Tab. III.12: Ángulos medidos entre los ejes X e Y de la máquina y del escáner

	Ángulo medido	Ángulo complementario	Error
EJES X	179,953°	180,047°	0,047° - 0°2'49"
EJES Y	179,979°	180,021°	0,021° - 0°1'16"

Por otro lado, se han realizado circunferencias con el mismo centro pero distinto diámetro con la máquina y el escáner. En este caso se ha medido la redondez de las circunferencias y la diferencia entre el centro real (0,0) y el programado.

Tab. III.13: Errores de redondez entre los ejes X e Y de la máquina y del escáner

	X _{CENTRO} [mm]	Y _{CENTRO} [mm]	Φ _{NOMINAL} [mm]	Φ _{MEDIDO} [mm]	Redondez [mm]
Máquina	0,000	- 0,008	72	72,028	0,025
	- 0,010	0,003	60	60,017	0,050
Escáner	0,009	0,002	55	54,979	0,068
	0,011	- 0,006	45	44,995	0,053



Con estos resultados, se puede concluir que a pesar de los errores de medición, debido a que las líneas medidas son de 100 micras de anchura, la alineación entre los ejes X e Y de la máquina y del escáner es muy buena. Así, se puede afirmar que en futuros ensayos no habrá problemas durante el proceso de TLE con respecto a la alineación de los 2 ejes adicionales del escáner.

Sincronización de movimientos

A continuación se va a explicar cómo se ha realizado la sincronización de movimientos entre los 5 ejes (lentos y cortos) de la máquina con los dos ejes (largos y rápidos) del escáner para el proceso de TLE. En la Fig. III.15 se observan mediante dos colores las partes que integran el sistema desarrollado para la sincronización de movimientos.

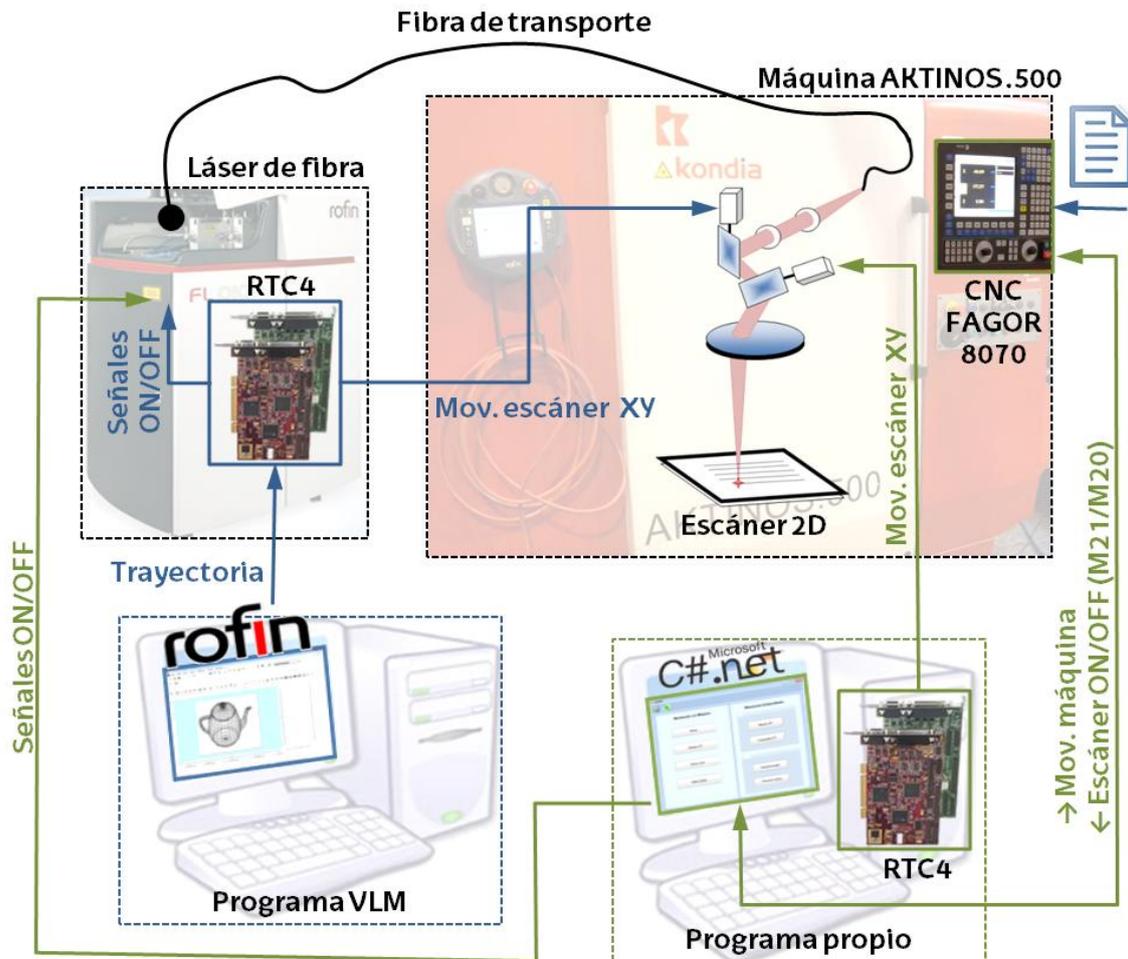


Fig. III.15: Partes que integran la sincronización de movimientos y su interrelación

El color azul se corresponde con el sistema disponible anteriormente a este desarrollo. En este sistema por un lado se introduce un programa al control numérico FAGOR 8070 de la máquina que mueve los ejes de la máquina sin comunicarse en ningún momento con el escáner. Por otro lado, un software comercial cerrado de la empresa Rofin, el *Visual Laser Marker* (VLM), manda los movimientos de los ejes del escáner y las sentencias de apagado y encendido del láser a un ordenador interno al láser que es el que se encarga de mandar las señales de encendido y apagado a los diodos del resonador de fibra y las señales de movimiento de ejes al escáner. Este software está principalmente diseñado para el proceso de marcado por láser, siendo bastante cerrada y complicada una programación adicional, como puede ser la comunicación mediante sentencias en vez de dibujos o vectores.

Por ello, para la sincronización de movimientos se ha desarrollado el sistema que figura en color verde. En primer lugar se ha instalado la tarjeta RTC4, de la

empresa Scanlab, en un ordenador externo al láser. Esta tarjeta controla el movimiento de los ejes de escáner mediante sentencias programadas por el usuario. Además, se ha añadido un relé en la máquina, conexasionado con el ordenador donde se encuentra la tarjeta, que se activa y desactiva mediante funciones M programadas en el control numérico FAGOR 8070, la sentencia M21 lo activa y la M20 lo desactiva. Y para finalizar, se ha cableado el ordenador con el resonador láser para poder controlar el apagado y encendido del láser así como su valor de potencia nominal.

Para gobernar todas las señales comentadas se ha desarrollado un software propio (LIZKEIP) cuya pantalla principal se observa en la Fig. III.16. Este software ha sido programado en el lenguaje C# mediante el programa Visual Studio. LIZKEIP funciona de distintas formas dependiendo del proceso a realizar. Así, para el proceso de TLE se ha optado por sincronizar los programas que mueven los ejes de la máquina con los que mueven los ejes del escáner. En el CNC de la máquina se ejecuta un programa en el que se incluyen las funciones M20 y M21. Por otro lado, LIZKEIP está en todo momento preparado para recibir una señal del CNC para mandar el movimiento a los ejes del escáner. El movimiento correspondiente a los ejes del escáner está previamente programado, como se explica en el siguiente párrafo, y cargado esperando a la llamada de la máquina para ser mandado y ejecutado por los ejes del escáner.



Fig. III.16: Software propio desarrollado para el control de los ejes del escáner y el láser durante el proceso de TLE

Se han diseñado distintos tipos de movimientos sincronizados entre máquina y escáner [Ukar, 2014], pero para el proceso de TLE se ha optado por mantener en todo momento la trayectoria marcada por los ejes del escáner perpendicular a la marcada por los ejes X_1 e Y_1 de la máquina. Para ello, previamente al templado se obtiene el archivo APT de la trayectoria de avance o de máquina que se quiere templar. Si se trata de una trayectoria muy complicada en 3 ejes o de 5 ejes se programa mediante un software de CAM. A partir de esta trayectoria se procesan los valores de los ejes X_1 e Y_1 que son los ejes colineales con el escáner. Con estos valores se obtiene la trayectoria de escaneo (X_2 e Y_2) mediante el ángulo de giro con respecto a la horizontal y la longitud de la hipotenusa que depende de la anchura del área a templar, pudiéndose ajustar la anchura en los distintos tramos de la trayectoria según las necesidades de la pieza.

El requisito más importante en el proceso de TLE es que el temple sea uniforme desde el inicio hasta el final. Para ello la velocidad de avance total de los ejes de la máquina (v_f) la velocidad de escaneo de los ejes del escáner (v_s) se deben de mantener constantes en todo momento aun programando un cambio de anchura en la trayectoria a templar. En la Fig. III.17 se muestran los resultados del marcado de un octaedro y de un círculo, sincronizando los ejes de la máquina y del escáner, mediante el procedimiento explicado.

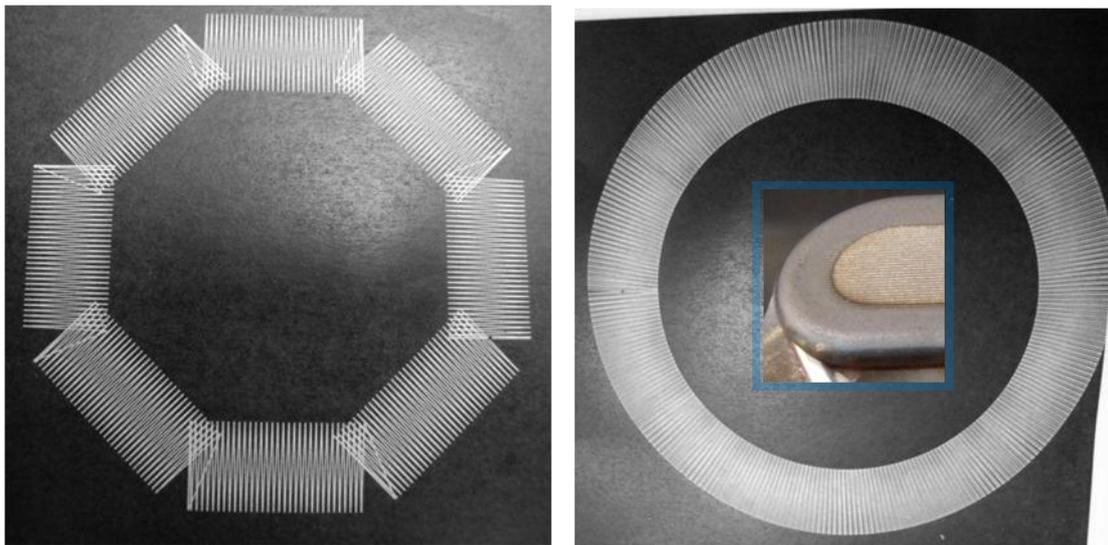


Fig. III.17: Resultado del marcado de un octaedro y de un círculo durante el movimiento de ejes sincronizado

III.3.5. Implementación del control de temperatura en lazo cerrado para el proceso de TLE

Como se ha comentado durante el Capítulo II el proceso de temple por láser es inconcebible industrialmente sin el control activo o predictivo de la temperatura que se da durante el proceso. Durante este trabajo las piezas a temprar son piezas de distinta naturaleza de tirada corta o única, con distintas geometrías, materiales y estados superficiales. Estas características de piezas implican que para el proceso de TLE se haya optado por implementar un control activo en lazo cerrado.

Así, en la Fig. III.18 se muestra un diagrama de bloques del control de temperatura en lazo cerrado implementado. La temperatura durante el proceso se adquiere sin contacto con un pirómetro de dos colores que proporciona valores de temperatura real sin necesidad de introducir parámetros de emisividad. La señal de temperatura la recoge un ordenador que la contrasta con la temperatura de consigna a la que se quiere realizar el proceso de TLE. El error en temperatura sirve como entrada a un controlador PID digital cuyas constantes han sido previamente ajustadas. La salida de este control es una variación en la potencia del láser que se envía al resonador láser. Un haz láser con la potencia requerida es guiado por una fibra al escáner. Posteriormente el escáner dirige el haz láser hacia la zona de la pieza correspondiente calentando la pieza hasta la temperatura de consigna deseada cerrando así el ciclo de control (Fig. III.19).

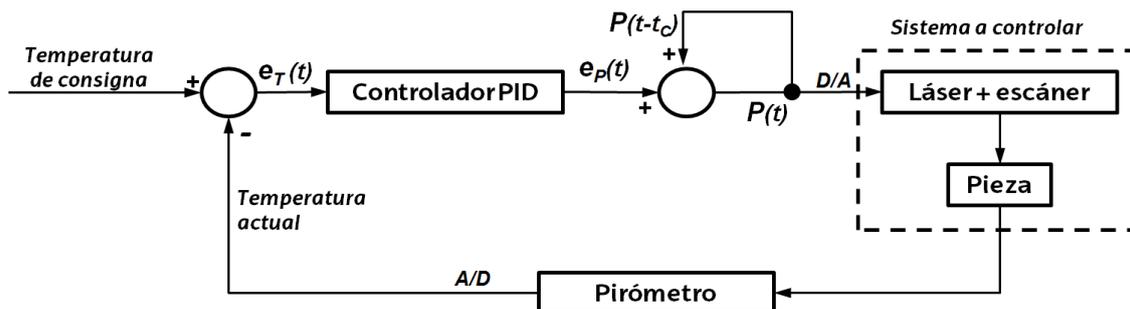


Fig. III.18: Diagrama de bloques del control de temperatura en lazo cerrado

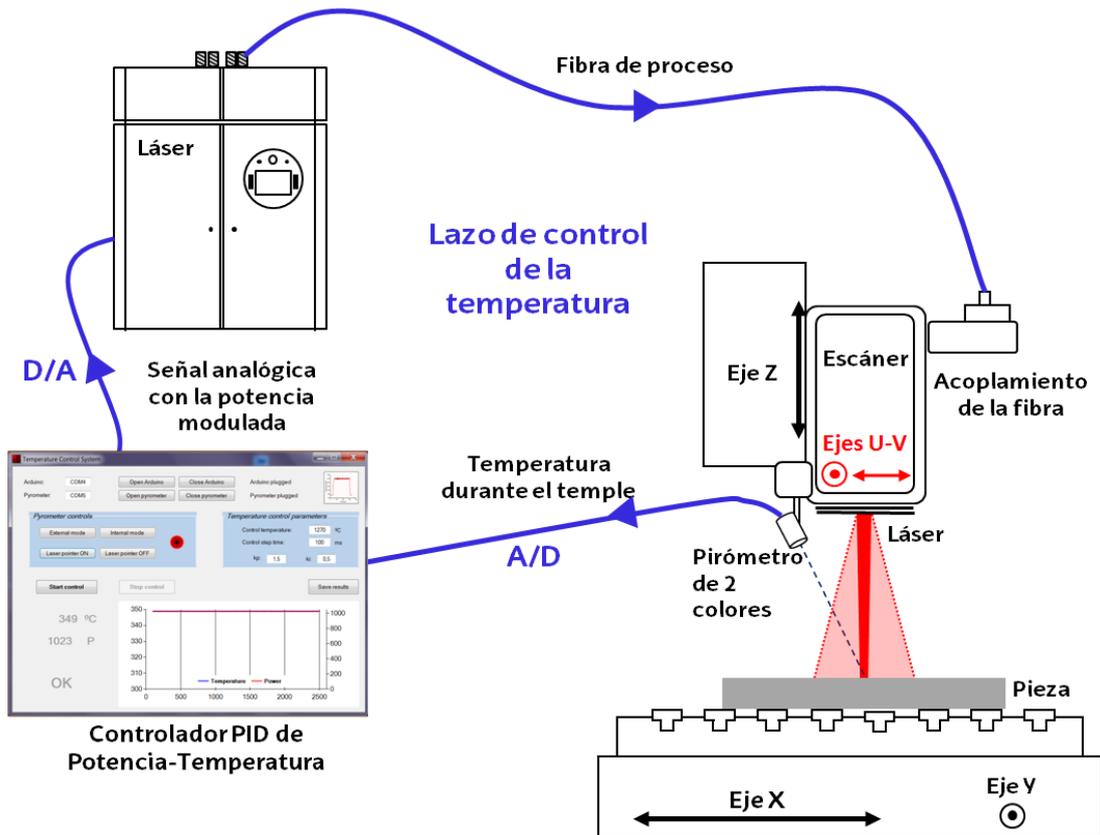


Fig. III.19: Esquema del control de temperatura en lazo cerrado implementado

Para poder cerrar el lazo de control son necesarios convertidores analógicos - digitales ya que el láser, el escáner y el pirómetro trabajan con señales analógicas de voltaje. Al contrario, el control se trata de un control digital programado en un ordenador. Internamente el pirómetro tiene un convertidor analógico/digital para poder leer los datos de temperatura en un ordenador, pero para lograr cerrar el lazo de control de la temperatura ha sido necesario diseñar la placa de la Fig. III.20. Esta placa está compuesta por un convertidor digital/analógico que mediante un potenciómetro digital de 1024 pasos convierte el dígito que le envía el ordenador en un voltaje modulado entre 0 V y 10 V. Este voltaje es la consigna de entrada en el resonador láser y es un porcentaje de la potencia máxima programada en la pantalla del láser. En resumen:

Paso digital	Señal analógica	Potencia del láser
0	→ 0V	→ 0 % de P_{prog}
512	→ 5V	→ 50 % de P_{prog}
1024	→ 10V	→ 100 % de P_{prog}

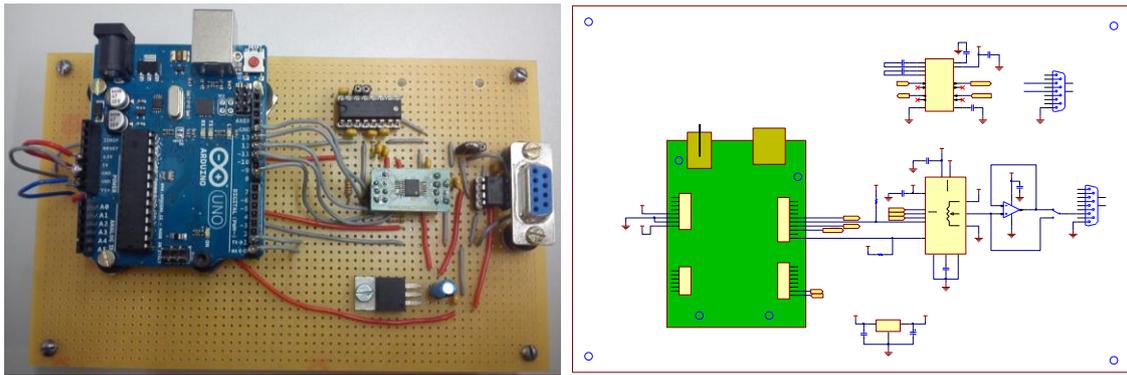


Fig. III.20: Placa diseñada para el cambio D/A de la potencia controlada

Como resultado del control de temperatura se obtiene un templado uniforme durante todo el proceso de TLE. En la Fig. III.21: Izq. se han realizado distintos ensayos a distintas velocidades de avance y temperaturas de control. En este caso las constantes del control se han mantenido invariables. Así, para un mismo material, el proceso se hace independiente de las características superficiales, de oxidación o rugosidad, y de la geometría de la pieza.

Con el control se consigue una temperatura uniforme en toda la superficie de la línea templada en dirección de la velocidad de avance. En la gráfica de la Fig. III.21: Dcha. se pueden observar partes críticas, como es la salida de la pieza, que sin un control de temperatura estarían sobrecalentadas o fundidas, pero con el control se han mantenido a temperatura constante en base a disminuir la potencia del láser.

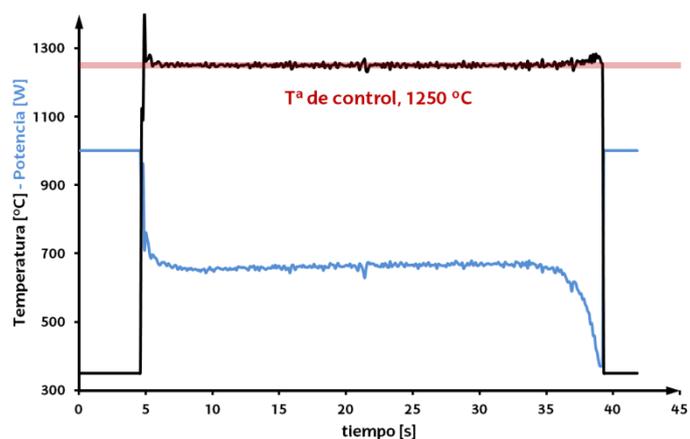
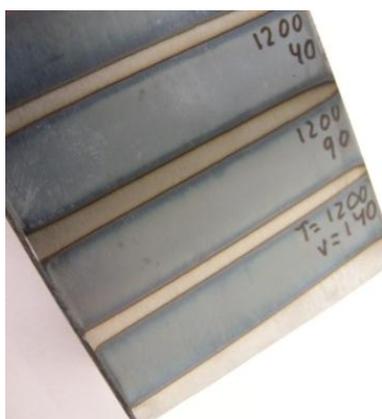


Fig. III.21: Izq. Ensayos de TLE con control de temperatura; Dcha. Gráfica de temperatura y potencia tras implementar el control en lazo cerrado

Posicionamiento del pirómetro y frecuencia de control durante el TLE:

El rizado de la temperatura (T_R) durante el proceso de TLE es inevitable e intrínseco al propio proceso, se puede minimizar pero nunca anular. Esto provoca una gran variabilidad de la temperatura en la superficie de la pieza durante el proceso de TLE, lo que dificulta bastante su control. En el proceso de TLE lo ideal sería introducir el pirómetro por el mismo camino óptico que lleva el haz láser pero, como se ha mencionado durante el Capítulo II, al tratarse de ondas con diferente longitud de onda se introducen errores de posicionamiento y, por lo tanto, medidas de temperatura erróneas.

En la gráfica de la Fig. III.22 se presentan diferentes medidas de temperatura para un mismo ensayo. Por un lado está en color azul la correspondiente a la temperatura bajo el haz láser que hace referencia en todo momento con la temperatura máxima que hay durante el proceso. Idealmente es la que debería mantenerse constante pero, como se ha comentado anteriormente, para ello el pirómetro debe de seguir el camino óptico del láser y esto no es posible sin cometer errores.

Por otro lado está la temperatura que mide el pirómetro moviéndose a la velocidad de avance (v_f), la medida en el punto verde de la Fig. III.22. Al no seguir la trayectoria del láser el rizado que tiene es mucho mayor y debido a esta variabilidad intrínseca del proceso si se usa cualquier punto de esta temperatura para el control sería inestable. Para minimizar lo máximo posible el rizado el pirómetro se programa para adquirir únicamente el valor máximo de temperatura de todos los valores recogidos durante el ciclo de control.

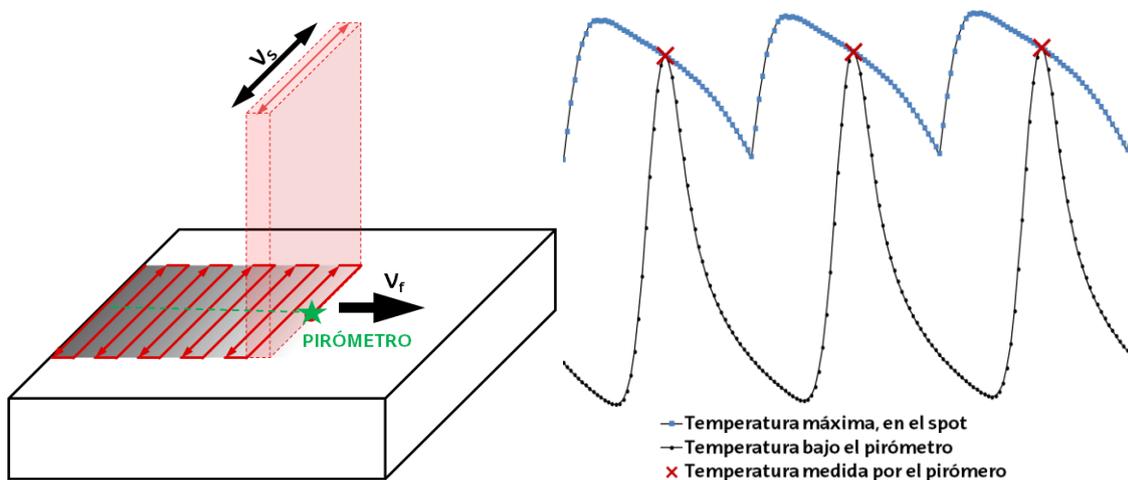


Fig. III.22: Posicionamiento del pirómetro durante el control de potencia

Como resumen, y teniendo en cuenta que el pirómetro se posiciona externamente al camino óptico seguido por el láser, lo ideal durante el control es ver en qué punto del barrido la temperatura bajo el haz láser tiene su pico máximo, posicionar en ese punto el pirómetro, programar una frecuencia de control mayor a la frecuencia de escaneo y recoger en cada periodo de control el valor máximo de temperatura de entre todos los valores recogidos por el pirómetro para obtener el error.

Implementación digital del control PID:

En un controlador PID (Proporcional - Integral - Derivativo) la señal de salida, que es la señal a controlar (la potencia del láser), es función de la señal de entrada, de la derivada de la señal de entrada y de la integral de esta señal. En este caso la señal de entrada al ser un control en lazo cerrado es un error (error de temperatura) que se obtiene en todo momento restando la temperatura actual a la que se encuentra el proceso de TLE a la temperatura que se impone por consigna y a la que se quiere realizar el proceso de TLE. En la Fig. III.23 se observa un diagrama de bloques del control PID implementado.

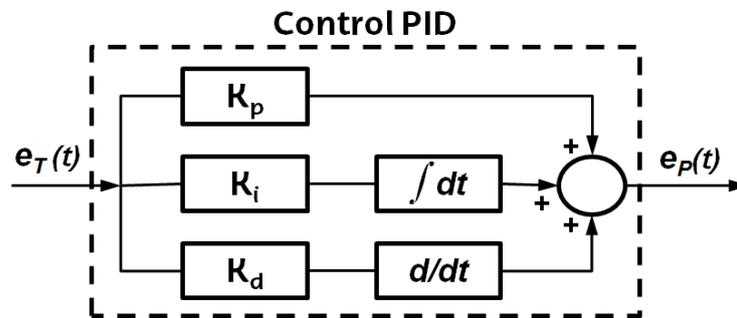


Fig. III.23: Diagrama de bloques del control PID

$$e_P(t) = K_p e_T(t) + K_d \frac{de_T}{dt} + K_i \int_0^t e_T(t) dt \tag{Ec. III.4}$$

Para poder implementar digitalmente un controlador PID es necesario obtener una ecuación en diferencias discreta a partir de la ecuación continua (Ec. III.4) que define el controlador PID [Sanchis, 2012] [Lacasta, 2014]. La aproximación discreta consiste en imponer una frecuencia o un periodo de control, f_{PID} , que discretiza las señales continuas en periodos de muestreo. Así, se obtienen un valor de error de temperatura y un error en potencia en cada punto de muestreo, $e_P^n(f_{PID})$ y $e_T^n(f_{PID})$, siendo f_{PID} la frecuencia de control en s^{-1} que es la inversa del periodo de control.

La aproximación de la derivada discretizada es:

$$\frac{de_T^n}{dt} \approx (e_T^n - e_T^{n-1}) * f_{PDI} \quad \text{Ec. III.5}$$

Mientras que la integral se aproxima como:

$$\int_0^n e_T(t) \approx \sum_{j=0}^{n-1} e_T^j * \frac{1}{f_{PDI}} \quad \text{Ec. III.6}$$

De esta forma se obtiene que:

$$e_P^n \approx K_p e_T^n + K_d f_c (e_T^n - e_T^{n-1}) + \frac{K_i}{f_c} \sum_{j=0}^{n-1} e_T^j \quad \text{Ec. III.7}$$

Se puede obtener una ecuación más compacta restando $P_n - P_{n-1}$:

$$e_P^{n-1} \approx K_p e_T^{n-1} + K_d f_c (e_T^{n-1} - e_T^{n-2}) + \frac{K_i}{f_c} \sum_{j=0}^{n-2} e_T^j \quad \text{Ec. III.8}$$

$$e_P^n - e_P^{n-1} \approx K_p (e_T^n - e_T^{n-1}) + K_d f_c (e_T^n - 2e_T^{n-1} + e_T^{n-2}) + \frac{K_i}{f_c} e_T^{n-1} \quad \text{Ec. III.9}$$

La Ec. III.9 se puede escribir como:

$$e_P^n = e_P^{n-1} + q_0 e_T^n + q_1 e_T^{n-1} + q_2 e_T^{n-2} \quad \text{Ec. III.10}$$

Dónde:

$$\blacksquare \quad q_0 = K_p + K_d f_c \quad \text{Ec. III.11}$$

$$\blacksquare \quad q_1 = -K_p + \frac{K_i}{f_c} - 2K_d f_c \quad \text{Ec. III.12}$$

$$\blacksquare \quad q_2 = K_d f_c \quad \text{Ec. III.13}$$

El ajuste de las constantes del control mediante simulación numérica y su validación experimental se explica con más detenimiento en el Apartado IV.1.

Software propio para el control de temperatura:

Como resultado de la implementación digital del control de temperatura en la máquina se ha obtenido un software de diseño propio programado en el lenguaje C#. La interface de usuario del software se observa en la Fig. III.24. Con este programa se puede trabajar sin control, como software para la medición de temperatura, o con control de temperatura, lo que le convierte en específico para el sistema de TLE para el cuál ha sido diseñado. El software se comunica con el pirómetro que recoge la temperatura y con la placa de la Fig. III.20 a través de los

puertos USB de un ordenador. Esta placa recibe un valor entre 1 y 1024 como un porcentaje de la potencia programada en el láser y lo convierte en voltaje analógico por medio de un potenciómetro digital de 2^{10} pasos.

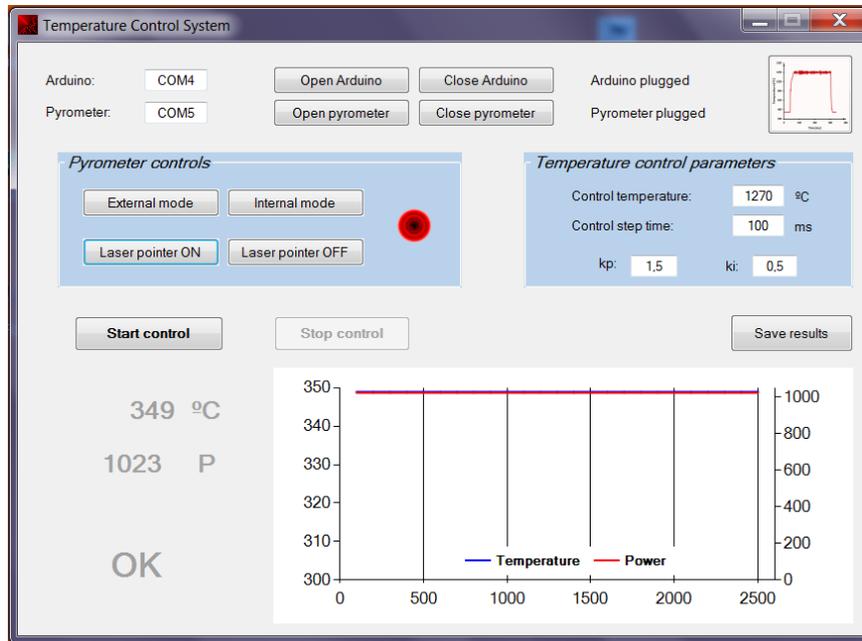


Fig. III.24: Interface de usuario del software programado para el control de temperatura en lazo cerrado del proceso de TLE

Al software el usuario le introduce los parámetros del control: la temperatura (T_{PID}), el periodo (f_{PID}) y las constantes proporcional (k_p), integral (k_i) y derivativa (k_d) del PID. Como resultado se obtienen los valores a lo largo del tiempo de la temperatura del proceso medida por el pirómetro y la salida del control en porcentaje de potencia respecto de la máxima programada en el láser. Estos valores se grafican en el software y se pueden guardar para posteriores análisis.

En cuanto a la programación interna del software, primero se recogen los valores de temperatura medidos por el pirómetro, de los cuales sólo se evalúa el máximo obtenido en cada periodo de control. Esto se realiza para asegurar que el valor recogido sea un pico de temperatura y no se vean cambios bruscos debidos al rizado. Además, para asegurar que por lo menos un pico de temperatura esté entre los valores recogidos, la frecuencia de control será mayor que la frecuencia de escaneo. Así, en cada periodo de control se obtiene el error de temperatura (e_T) restando a la temperatura de consigna el valor recogido por el pirómetro. A este error se le aplica la Ec. III.10 y se obtiene el valor de salida en porcentaje de potencia que se convierte por la placa en un valor analógico de voltaje.

III.4. ANÁLISIS EXPERIMENTAL DEL PROCESO TLE PARA EL AJUSTE Y VALIDACIÓN DE PARÁMETROS

Durante este apartado se va a resumir la metodología experimental utilizada para estudiar el proceso de TLE. En la primera parte, como toma de contacto, se analiza el proceso de TLE sin implementar el control de temperatura. Para ello se estudian sus parámetros fundamentales mediante una metodología de Diseño de Experimentos (DoE). Tras esto, se analiza la influencia de la velocidad de escaneo siendo está la nueva variable incorporada respecto al temple por láser convencional.

En una segunda parte se realizan distintos ensayos implementando el control de temperatura en lazo cerrado, ya que en los ensayos previos su implementación se ha determinado fundamental para que se obtengan unos resultados admisibles para el proceso de TLE. En primer lugar se analizará la potencia necesaria para el proceso, la temperatura de temple y su influencia en la profundidad de capa templada. Tras esto, se retomará el estudio de la influencia de la variación de la velocidad de escaneo en la profundidad de capa templada con control de temperatura. En este último estudio se obtendrán resultados clave para entender el proceso de TLE y los regímenes que lo gobiernan.

Para acabar, en una tercera parte y como conclusión al estudio experimental se analizarán más detenidamente los regímenes del proceso y se introducirá una nueva variable del proceso que es el rizado de la temperatura para estudiar su influencia con los distintos regímenes, la temperatura de temple y el revenido a alta temperatura entre pasadas de escaneo.

Durante estos ensayos experimentales se ha optado por programar estrategias de barrido continuo (Capítulo III.2.2) debido a la sencillez de este tipo de barridos.

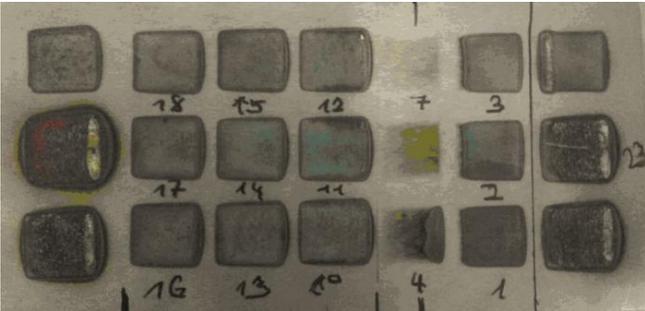
III.4.1. Estudio metodológico experimental del proceso de TLE sin control de temperatura

Para comenzar con el estudio, en este apartado se realiza la primera toma de contacto al proceso de TLE mediante una metodología experimental. Para ello se estudian sus parámetros fundamentales mediante una metodología de Diseño de Experimentos (DoE) y se analiza la influencia de la velocidad de escaneo como la nueva variable incorporada con respecto al temple por láser convencional.

Estudio del proceso de TLE mediante una metodología basada en el diseño de experimentos (DoE):

A continuación se va a estudiar el proceso de TLE mediante una metodología de Diseño de Experimentos (DoE). El objetivo fundamental de este DoE es evaluar el parámetro de entrada cuya variación sea de mayor influencia en los resultados del proceso de TLE, todo ello dentro de un espacio de trabajo diseñado.

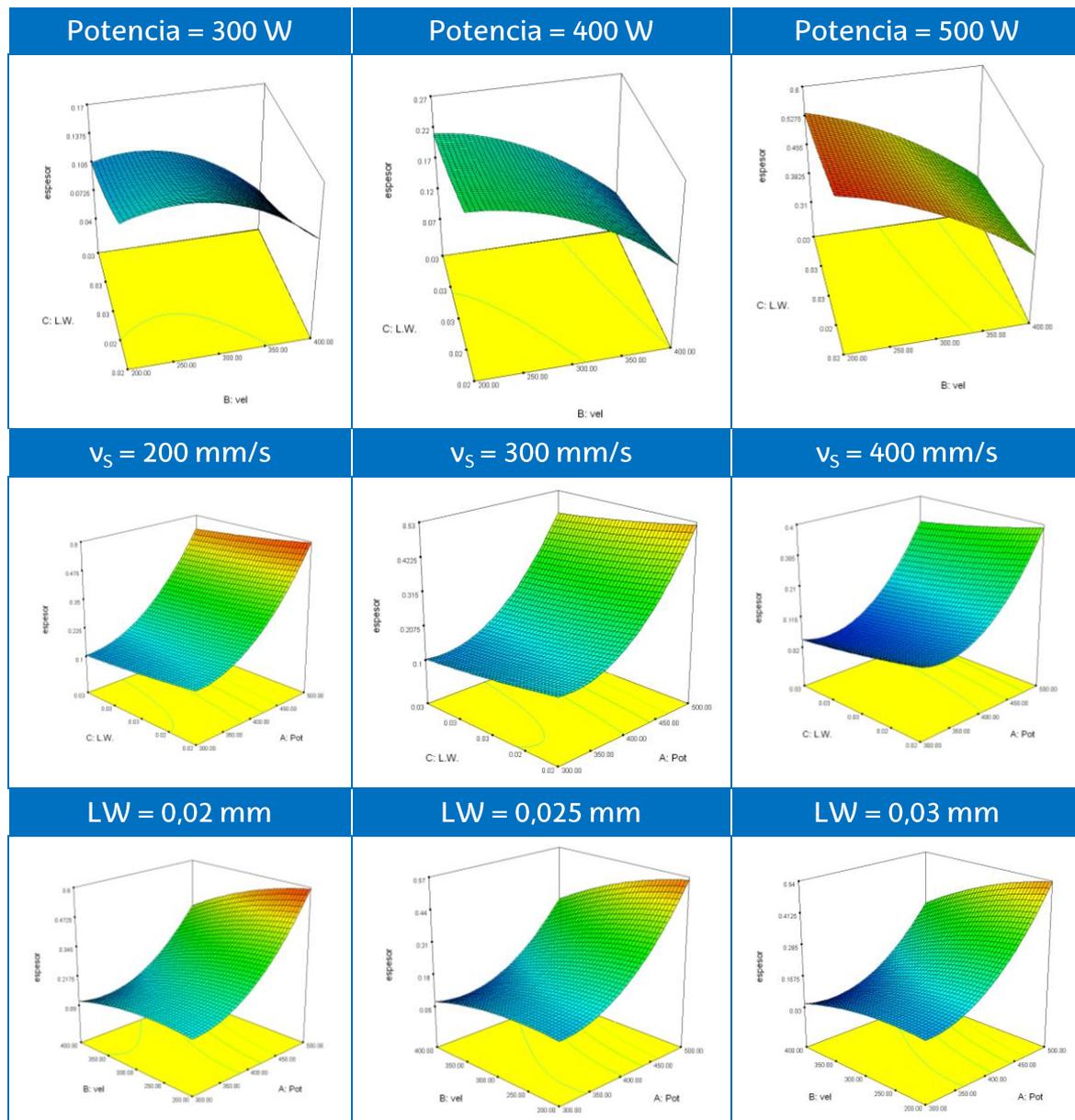
Tab. III.14: DoE; Características y parámetros de entrada

Tipo de estudio		Response surface	
Diseño inicial:		Historical data	
Modelo del diseño:		Quadratic	
Número de ensayos:		30 ensayos con 4 repeticiones en el punto central	
Variable de entrada (codificada)	Valor inferior (codificada)	Valor central (codificada)	Valor superior (codificada)
Potencia en W (P)	300 (-1)	400 (0)	500 (1)
Vel. (v_s) en mm/s (V)	200 (-1)	300 (0)	400 (1)
LW en mm (L)	0,02 (-1)	0,025 (0)	0,03 (1)
			

Los datos del DoE se han resumido en la Tabla III.14. Se trata de un estudio de la superficie de respuesta con un modelo cuadrático de tres variables de entrada con 30 ensayos y 4 repeticiones en el ensayo central.

Como parámetros de entrada se han establecido la potencia, la velocidad de escaneo (v_s) y la separación entre pasadas de escaneo (LW - Line Width). Esta última se refiere a la velocidad de avance (v_f). Por otro lado, en este diseño se han programado las variables del punto central a partir de unos ensayos previos recogiendo los datos del de mejores características en cuanto a temperatura del temple y espesor templado, ya que en bibliografía no se han encontrado referencias válidas. El desenfoque del láser se ha mantenido constante a 40 mm con un diámetro de haz láser equivalente de aproximadamente 1,1 mm.

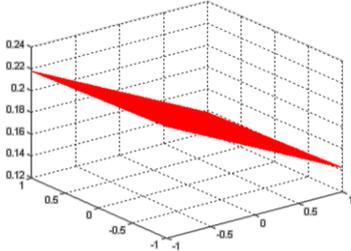
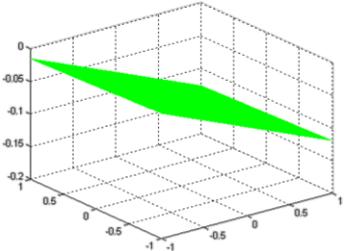
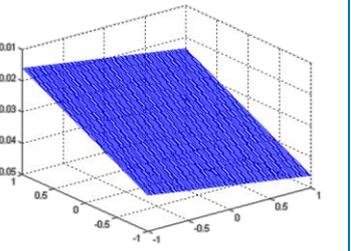
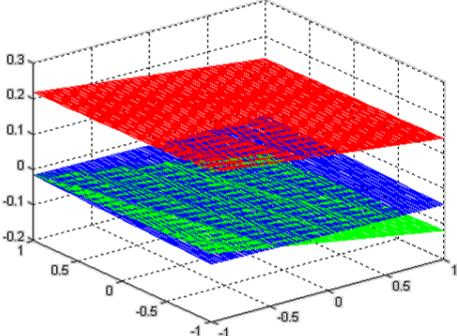
Tab. III.15: Resultados DoE. Superficies respuesta del espesor templado



En la Tab. III.15 se muestran algunas de las superficies respuesta que se han obtenido como resultado del diseño de experimentos. La variable de salida

representada es siempre el espesor templado, cuyo valor es máximo (0,62 mm) cuando se encuentra en color rojo y cero cuando se encuentra color azul oscuro. Se observa que la potencia es la variable de entrada más influyente en los resultados finales de espesor templado es la potencia.

Tab. III.16: Influencia de las distintas variables en el espacio de trabajo en función de la derivada del espesor templado

$\frac{\partial \text{Espesor}}{\partial P} =$	$\frac{\partial \text{Espesor}}{\partial V} =$	$\frac{\partial \text{Espesor}}{\partial C} =$
$0,18 - 0,040.V - 0,0021.L + 0,22.P$	$- 0,067 - 0,040.P - 0,0039.L - 0,056.V$	$- 0,031 - 0,0021.P - 0,0039.V + 0,011.L$
		
		

Además, se ha obtenido la ecuación que gobierna las superficies respuesta de la Tab. III.15 (Ec.III.14) y su ecuación codificada (Ec.III.15).

$$\begin{aligned} \text{Espesor} = & 0,89 - 5,65 \cdot 10^{-3} \cdot \text{Pot} + 2,83 \cdot 10^{-3} \cdot \text{Vel} - 13,51 \cdot \text{LW} \\ & - 4 \cdot 10^{-6} \cdot \text{Pot} \cdot \text{Vel} - 4,19 \cdot 10^{-3} \cdot \text{Pot} \cdot \text{LW} - 7,71 \cdot 10^{-3} \cdot \text{Vel} \cdot \text{LW} \quad \text{Ec. III.14} \\ & + 1,09 \cdot 10^{-5} \cdot \text{Pot}^2 - 2,85 \cdot 10^{-5} \cdot \text{Vel}^2 + 224,39 \cdot \text{LW}^2 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{Espesor} = & 0,2 + 0,18 \cdot P \\ & - 0,067 \cdot V - 0,031 \cdot C - 0,04 \cdot P \cdot V - 2,09 \cdot 10^{-3} \cdot P \cdot C \quad \text{Ec. III.15} \\ & - 3,86 \cdot 10^{-3} \cdot V \cdot L + 0,11 \cdot P^2 - 0,028 \cdot V^2 + 5,61 \cdot 10^{-3} \cdot L^2 \end{aligned}$$

A partir de las derivadas de la ecuación codificada se obtienen las ecuaciones y gráficas de la Tabla III.16. En este caso, en las distintas gráficas se observa que,

dentro del campo de trabajo elegido la variación de potencia es el parámetro de entrada más influyente en el espesor de capa templada.

Caracterización de las variables del proceso de TLE respecto del temple por láser convencional:

A continuación se va a realizar una comparación experimental entre el proceso de TLE y el temple por láser convencional. Para este propósito se analiza la velocidad de escaneo como variable adicional que se introduce en el proceso de TLE y que no se encuentra en el temple por láser convencional. Para ello, entre los distintos ensayos, se mantiene constante la velocidad de avance (v_f) a 1mm/s y la potencia a 400 W. Por otro lado la velocidad de escaneo (v_s), como nueva variable introducida, se introduce en un amplio rango comprendido entre 50 mm/s y 2000 mm/s. Los resultados de las áreas barridas sin control de temperatura a potencia y velocidad de avance constante se observan en la Fig. III.25.

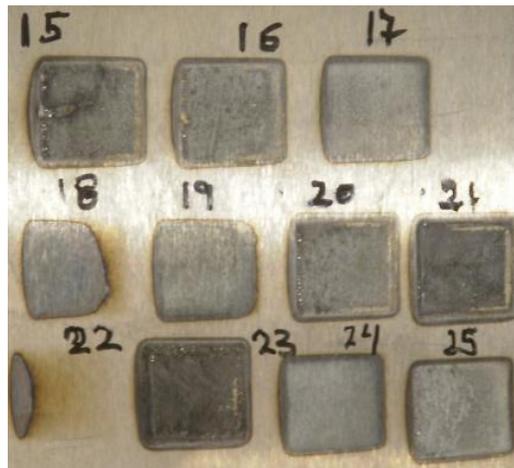


Fig. III.25: Ensayos a potencia y velocidad de avance constantes

En lo que respecta a un análisis visual de los resultados es bastante notable la diferencia entre los distintos ensayos, a pesar de que las variables de un temple por láser convencional (P y v_f) se mantengan constantes. Una de las causas de esta diferencia es el ciclo de enfriamiento entre pasadas sucesivas de escaneo. En la Además, en los registros de temperatura en un punto de la pieza a diferentes velocidades de escaneo se observa que a mayores velocidades de escaneo la profundidad templada es menor. Esto se debe a que el tiempo entre un calentamiento y un enfriamiento sucesivo es menor provocando así un menor

espesor templado ya que el tiempo que se encuentra por encima de la temperatura de temple es menor.

En la Fig. III.26 se muestran los perfiles de dureza de los distintos ensayos, desde la superficie hasta que la capa templada llega a su fin y aparece la dureza del material base sin templar.

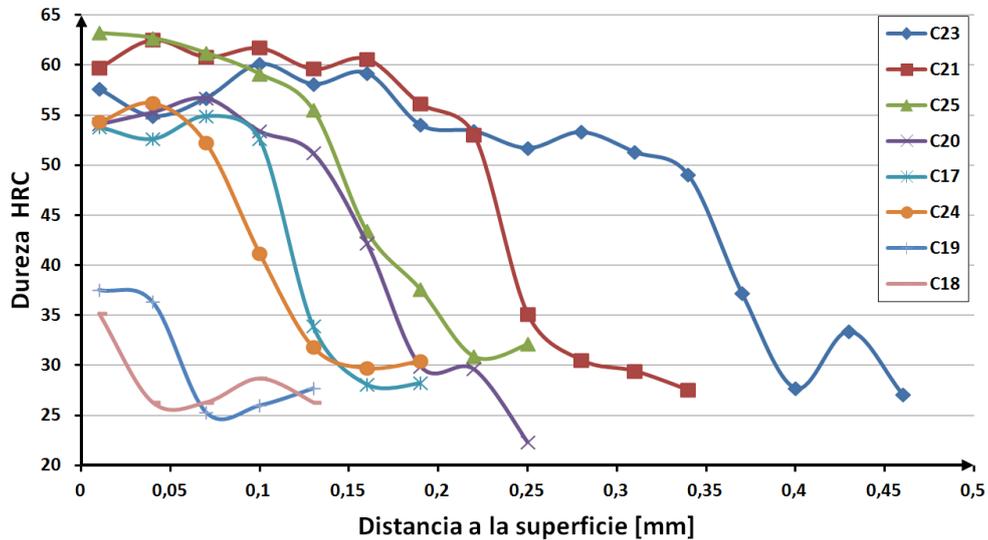


Fig. III.26: Perfiles de dureza de los distintos ensayos

Por otro lado, en la Fig. III.27 se observa una fuerte dependencia entre la velocidad de escaneo y la profundidad templada. Cuanto menor es la velocidad de escaneo mayor es la profundidad de capa templada. Además, en los dos ensayos con mayor profundidad de capa templada (C21 y C23) se observa un quemado inicial inadmisibile en la pieza final.

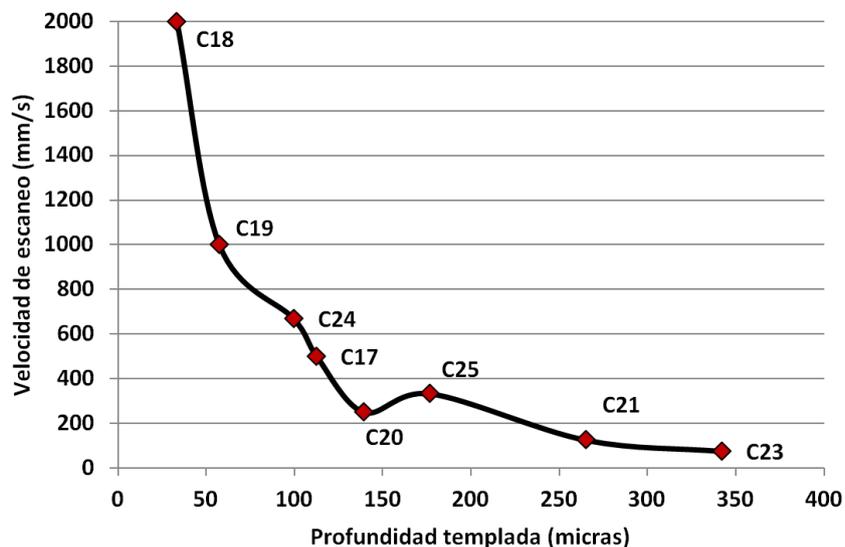


Fig. III.27: Dependencia de la profundidad templada con la velocidad de escaneo

Conclusiones

Después de los ensayos experimentales realizados en este apartado sin la implementación del control de temperatura se puede llegar a las siguientes conclusiones:

- El proceso de TLE no llega a los espesores de capa templada que se consiguen con el temple por láser convencional. Pero, por otro lado, sí que es posible alcanzar los valores de dureza superficial del proceso de temple por láser convencional.
- Si se utilizan las velocidades adecuadas no se han observado reblandecimientos por revenido entre pasadas sucesivas de escaneo. Por ello, el proceso de TLE realiza temples más versátiles, más localizados y menos energéticos.
- El perfil templado en profundidad en el proceso de TLE (Fig. III.28: Sup.) es más homogéneo con profundidades prácticamente constantes durante toda el área templada. Por el contrario, tras el proceso de temple por láser convencional (Fig. III.28: Inf.) el espesor templado es variable con una forma semi-elíptica.

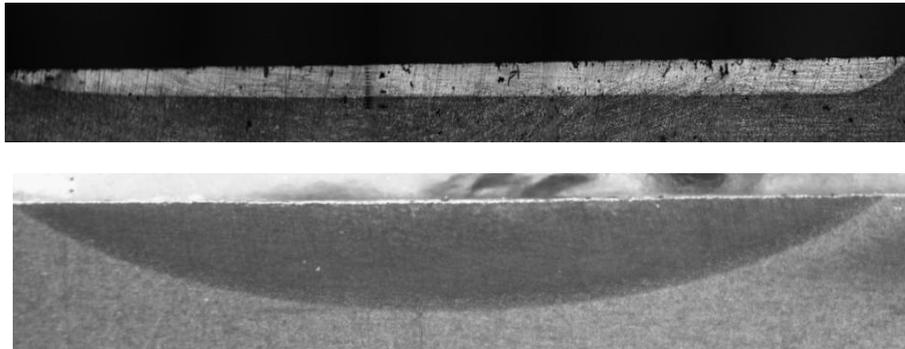


Fig. III.28: Sup. Perfil templado en el proceso de TLE; Inf. Perfil templado en el proceso de temple por láser convencional

- Se ha observado una dependencia importante entre el espesor de capa templada y la velocidad de escaneo. Además, de las variables introducidas en el DoE la variación de la potencia es la que más afecta a los resultados de espesor templado.
- Un sobrecalentamiento durante el ensayo puede provocar la fusión indeseada de la superficie con la aparición de grietas. En principio una

fusión local es válida si la pieza necesita un proceso de acabado tras el temple ya que la zona fundida se mecanizaría en el proceso de acabado. En este caso no es válida ya que provoca una aparición de grietas (Fig. III.29: Dcha.).

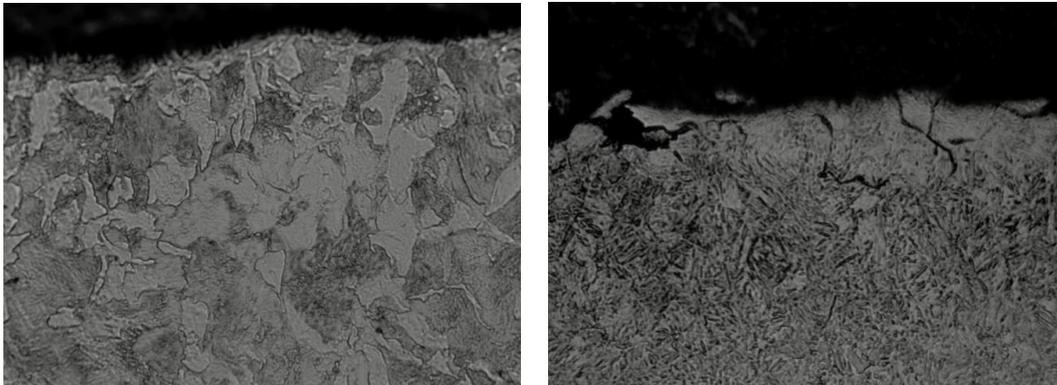


Fig. III.29: Izq. Superficie templada con las condiciones óptimas; Dcha. Sobrecalentamiento de la superficie con aparición de grietas

III.4.2. Estudio metodológico experimental del proceso de TLE con control de temperatura en lazo cerrado

Durante los ensayos del apartado anterior se ha concluido con la necesidad de implementar un control de temperatura para la parte experimental. En este apartado se resumen los ensayos realizados con la implementación de un control de temperatura. Así, en la primera parte se han realizado los ensayos a velocidad de escaneo constante variando la velocidad de avance y la temperatura de control. A continuación, en una segunda parte se han mantenido todas las variables constantes, excepto la velocidad de escaneo, concluyendo con resultados clave para entender el proceso de TLE y sus regímenes predominantes.

Variación de los parámetros del proceso con la temperatura de temple:

El propósito de estos ensayos es evaluar los diferentes parámetros del proceso de TLE con la variación de la temperatura de temple o consigna de temperatura que se introduce en el control.

Tab. III.17: Variación de la dureza, potencia del láser y profundidad templada con la temperatura de control

Velocidad de escaneo [mm/s]	Temperatura de control [°C]	Velocidad de avance [mm/min]	Dureza [HRC]	Potencia media [W]	Profundidad templada [μm]
1000	900	40	32,0	549	-
		90	32,3	615	-
		140	33,9	662	-
	1050	40	59,4	633	185
		90	57,3	678	125
		140	53,1	723	110
	1200	40	63,2	665	385
		90	62,7	705	260
		140	64,0	741	230
	1300	40	57,5	698	580
		90	63,3	732	360
		140	63,2	764	300

Para ello, se han realizado distintos ensayos variando la velocidad de avance y la temperatura de control con una velocidad de escaneo constante de 1000 mm/s. En la Tabla III.17 se resumen la potencia media, profundidad templada y dureza resultante de cada ensayo.

Por un lado, comparando la potencia media de cada uno de los ensayos con la temperatura nominal introducida en el control de temperatura (Fig. III.30) se observa que es necesaria más potencia para elevar la temperatura 150 grados desde los 900°C que desde los 1050°C y esto ocurre a las tres velocidades de avance ensayadas. Esta diferencia en potencia es debida a que en el material ensayado el cambio de fase en estado sólido (la austenización) se produce entre los 900°C y los 1050°C y la entalpía necesaria para el cambio de fase es la responsable de esta necesidad de potencia extra. Además, para corroborar estos datos, el análisis metalográfico de los diferentes ensayos no muestra zona templada en los ensayos realizados con una temperatura de control de 900°C.

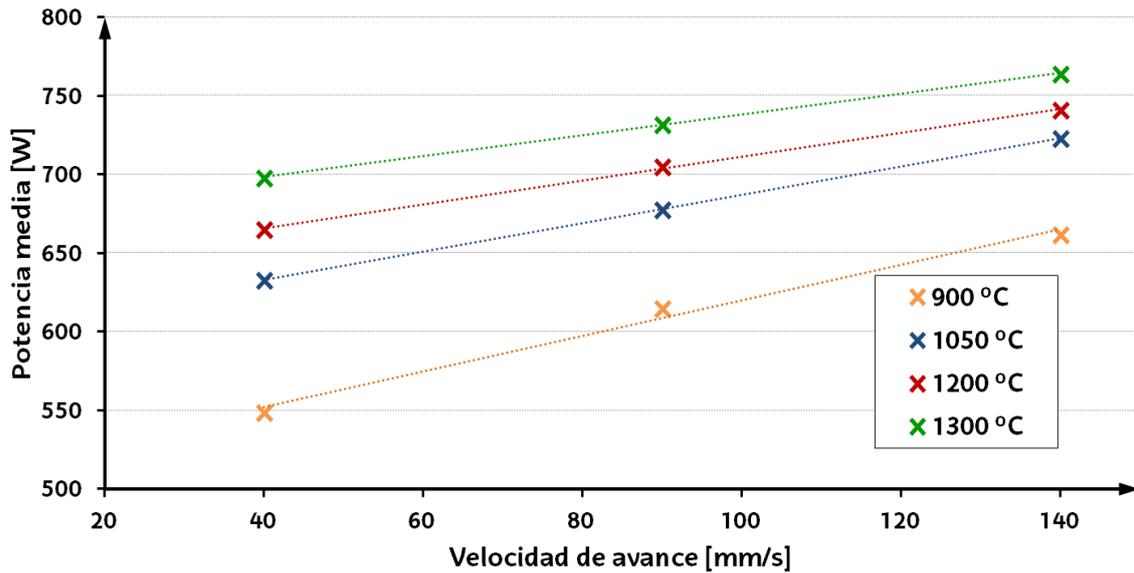


Fig. III.30: Variación de la potencia media con la velocidad de avance y la temperatura de control

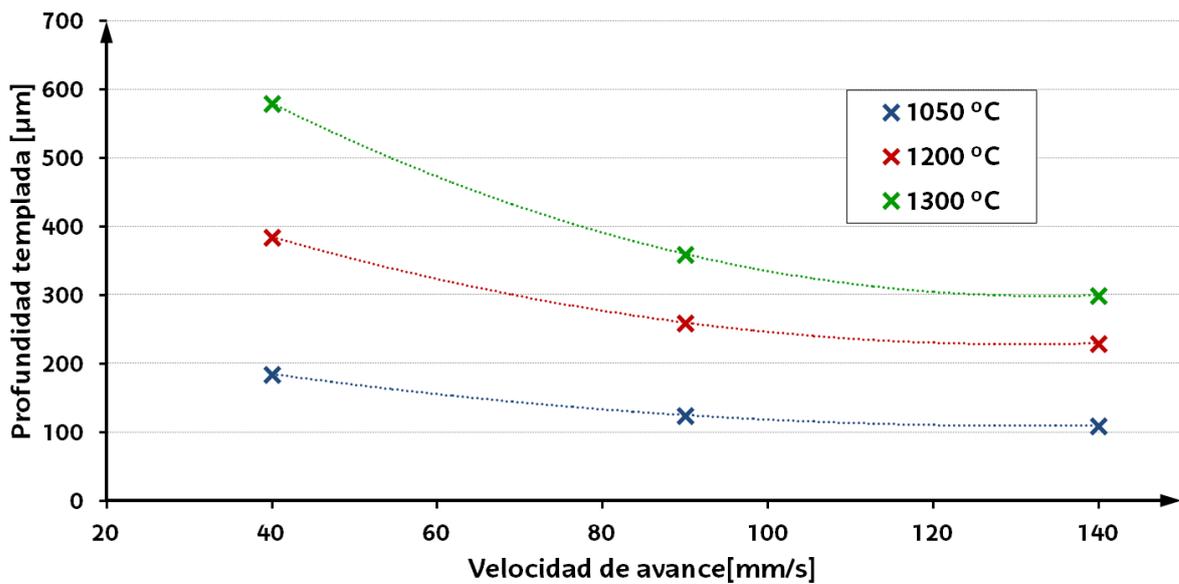


Fig. III.31: Variación de la profundidad templada con la velocidad de avance y la temperatura de control

Por otro lado, en la Fig. III.31 se encuentran los resultados de dureza y profundidad templada. En cuanto a los resultados de profundidad de espesor templado son los esperados dando mayores áreas templadas al aumentar la temperatura de control y al disminuir la velocidad de avance.

Para acabar con el análisis de los resultados, en lo que se refiere a las medidas de micro - durezas realizadas se puede afirmar que con un material de una dureza

base media de 33 HRC se ha obtenido una dureza media en la zona templada de 63 HRC, en los ensayos en los que se ha completado la homogenización de la fase austenita durante el calentamiento. Así, los ensayos con una temperatura de control de 1050°C muestran un incremento de dureza respecto al material base un poco menor del esperado. Esto es debido a que el ratio tiempo - temperatura por encima de la T_{AC3} no es lo suficiente para completar al 100 % la homogenización de los carbonos en la fase austenita.

Dependencia de la velocidad de escaneo. Regímenes del proceso de TLE:

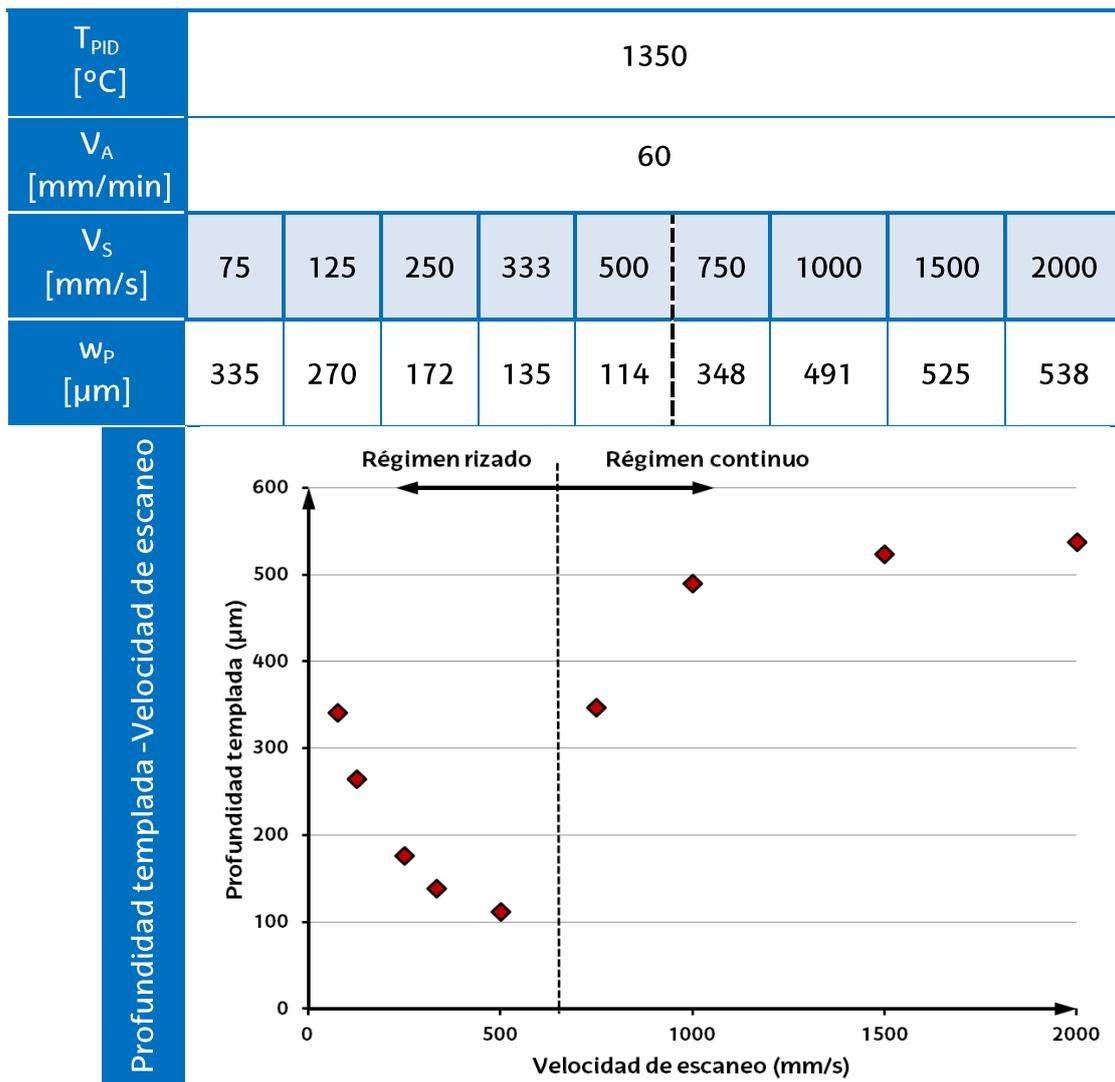
Durante estos ensayos experimentales se ha observado que una de las variables con mayor influencia sobre el proceso de TLE y la responsable de que un templado se encuentre dentro del régimen de trabajo continuo o del régimen de trabajo rizado es la velocidad de escaneo. Los dos regímenes de trabajo se explican con más detenimiento en el Apartado III.4.3.

Para estudiar los dos regímenes y ver las consecuencias de trabajar en uno o en el otro sobre la capa templada, se han realizado unos ensayos variando la velocidad de escaneo y manteniendo la temperatura de control y la velocidad de avance constantes. En la Tabla III.18 se muestran los parámetros de entrada junto con la profundidad templada resultante en cada ensayo. Para observar la dependencia de la zona templada con la velocidad de escaneo como variables de entrada la temperatura del control de temperatura se ha fijado constante en 1350 °C y la velocidad de avance en 60 mm/min, mientras que la velocidad de escaneo se ha variado entre 75 mm/s y 2000 mm/s.

Por un lado, como es de esperar, los resultados de profundidad de capa templada son menores que en otros procesos de tratamiento superficial y, en este caso, está siempre por debajo de los 0,6 mm de espesor. Hay que tener en cuenta que el láser que se ha utilizado es de 1 kW y que con un resonador láser de mayor potencia se podrían aumentar estos valores de profundidad de capa templada.

Analizando más exhaustivamente los resultados obtenidos se observa que a partir de una velocidad de escaneo (en este caso 600 mm/s - 700 mm/s) hay un cambio en la tendencia de la profundidad templada y esta es debida a un cambio en el régimen de trabajo.

Tab. III.18: Variación de la profundidad de pasada con la velocidad de escaneo



Así, en la Fig. III.32 se muestra claramente el efecto de la variación de la velocidad de escaneo en las medidas de temperatura y el régimen de trabajo en el que se encuentra cada ensayo. A velocidades de escaneo bajas, menores de 750 mm/s, el tiempo entre escaneos sucesivos es mayor y la temperatura adquiere un enfriamiento más brusco entre pasada y pasada. Por ello, en estas condiciones el temple ocurre cuando los picos de temperatura superan la temperatura de austenización (T_{AC3}) pero la temperatura de fondo está por debajo de este valor. En este caso el régimen de trabajo se ha denominado *régimen rizado* ya que el rizado de la temperatura es mayor que la temperatura de pico menos la temperatura de austenización. En la figura se observa como dentro de este régimen de trabajo un aumento de la velocidad de escaneo conlleva una

disminución de la profundidad templada ya que la temperatura en cada ciclo se encuentra menos tiempo por encima de T_{AC3} .

Por otro lado, a velocidades de escaneo altas (mayores de 750 mm/s) la separación entre escaneos consecutivos es menor y el punto donde se realiza la medición de temperatura no se enfría tanto entre pasada y pasada. Así, en estas condiciones el temple ocurre cuando los picos de temperatura y la temperatura de fondo superan la temperatura de austenización (T_{AC3}). El régimen de trabajo se ha denominado **régimen continuo** ya que el rizado de las temperatura es menor que la temperatura de pico menos la temperatura de austenización. Dentro de este régimen de trabajo un aumento de la velocidad de escaneo conlleva un aumento de la profundidad templada ya que la temperatura de fondo se encuentra más tiempo por encima de T_{AC3} .

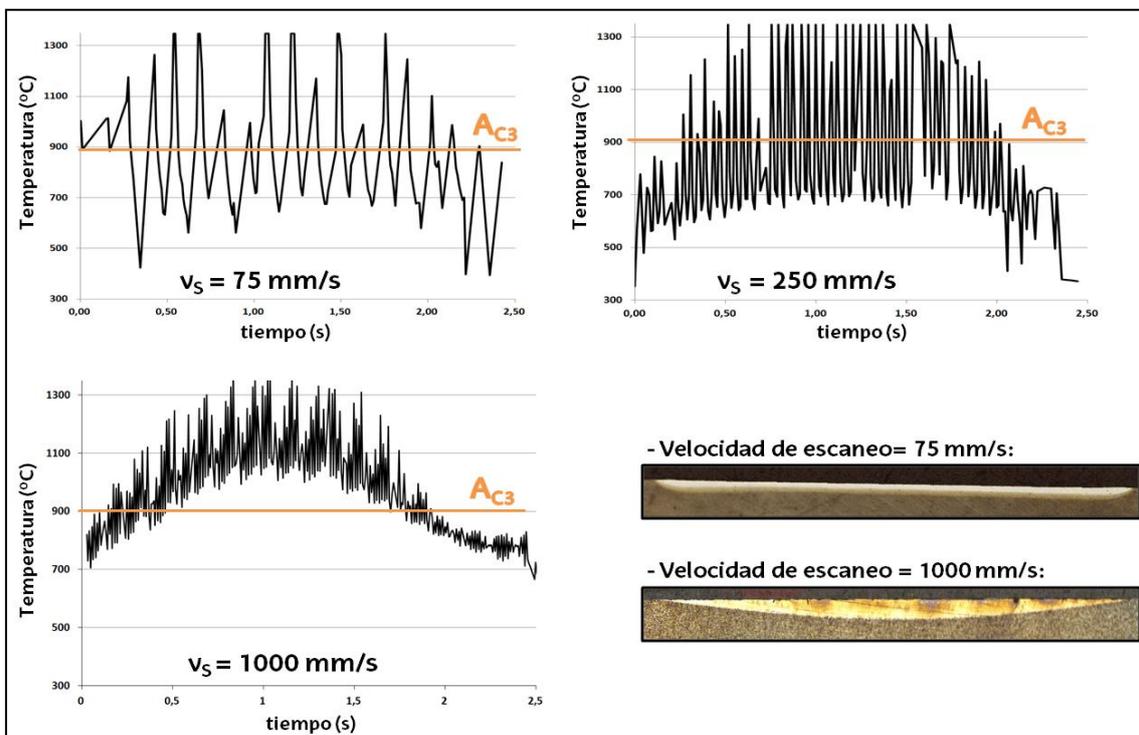


Fig. III.32: Gráficas de la temperatura de un punto en el centro de la zona templada y área templada a distintas velocidades de escaneo

Por otro lado, el área templada en una sección transversal al temple presenta dos zonas bien definidas. La primera zona aparece a bajas velocidades de escaneo y presenta un espesor templado más o menos constante con un máximo cerca de las esquinas. Por el contrario, a altas velocidades de escaneo la forma del área templada es similar a la que aparece en el temple por láser convencional, una

forma semi - elíptica con un máximo de espesor templado en la parte central de la línea. Esta diferencia en la forma de la zona templada se observa claramente en las fotografías de la Fig. III.32.

Finalmente, para analizar los regímenes del proceso con mayor detenimiento, en la Fig. III.33 se representa la gráfica temperatura - tiempo simulada en tres zonas distintas de la línea escaneada para un régimen de trabajo rizado, con una velocidad de escaneo de 75 mm/s y una temperatura de 1350°C.

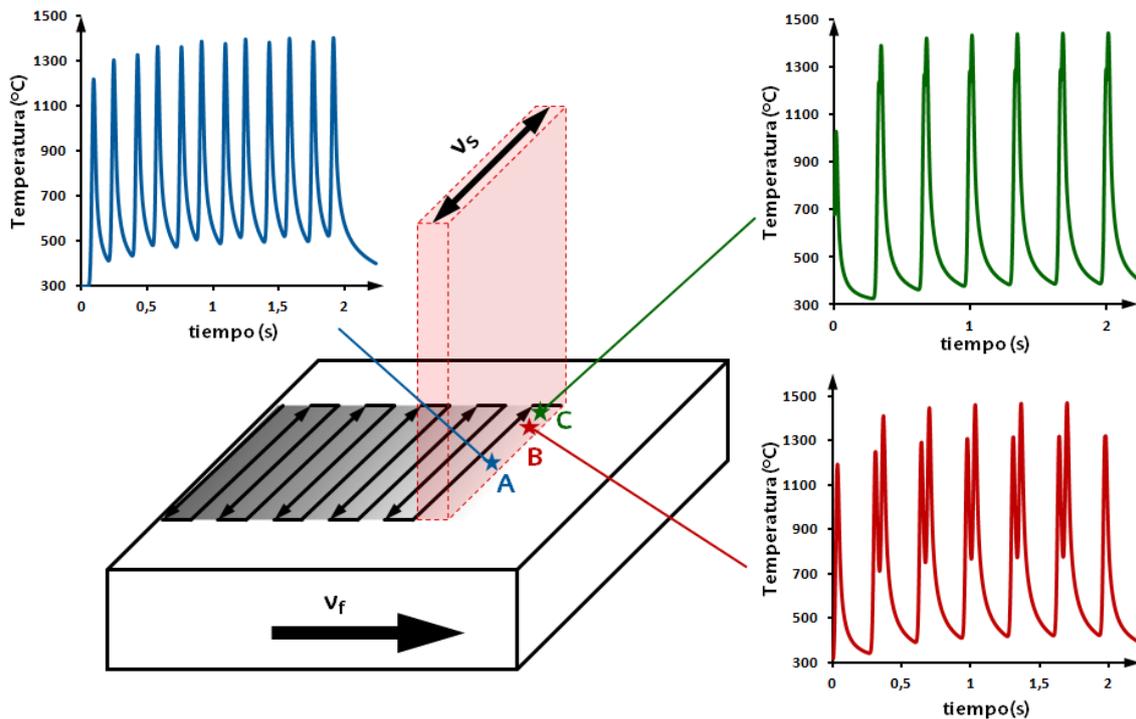


Fig. III.33: Gráficas de temperatura - tiempo en distintas zonas de la línea templada, en un régimen de trabajo rizado a una $v_s = 75$ mm/s

Así, la zona A está situada el centro de la línea escaneada, la zona B cerca de un extremo de la línea escaneada y la zona C en un extremo de la línea escaneada. Por un lado en la zona A la temperatura de pico se sitúa sobre los 1350°C mientras que en la zona C supera los 1400°C. Por otro lado, la temperatura de fondo es mayor en la zona C (500°C) que en la zona A (350°C). Esto se debe a la frecuencia con la que pasa el haz láser por cada zona. En los extremos (zona C) el láser sólo pasa una vez mientras que en el centro (zona A) pasa dos veces en cada escaneo. Por ello el enfriamiento sufrido en el área central es menor cuando vuelve a pasar el haz láser y la temperatura de fondo se mantiene más alta. En los extremos el láser se encuentra más tiempo parado y es la zona donde se produce la temperatura máxima pero no es la zona de máximo espesor templado. Esta

última zona se encuentra en la zona B que es la que durante un escaneo está más tiempo por encima de la temperatura de austenización (T_{AC3}).

III.4.3. Rizado de la temperatura. Identificación de los regímenes del proceso de TLE

En el apartado anterior se ha concluido con que durante el proceso de TLE hay una variación entre las temperaturas máximas y mínimas muy característica a la que se ha denominado rizado de la temperatura (R_T). Este rizado es la diferencia entre la temperatura máxima del proceso y la temperatura mínima a la que se llega tras el enfriamiento en pasadas sucesivas de escaneo. Por ello, el rizado es un parámetro clave a la hora de determinar el régimen en el que se está trabajando y de estimar la profundidad de capa templada en cada ensayo.

Así, si la temperatura de fondo que es la temperatura a la que se realiza el proceso (T_{PID}) menos el rizado es menor que la temperatura a la que se produce el temple (T_{AC3}), la profundidad templada es relativamente pequeña (Tabla III.18) y el proceso de TLE se realiza en un *régimen rizado*. Por el contrario, si la temperatura de fondo se encuentra por encima de T_{AC3} el proceso de TLE se habrá realizado en un *régimen continuo* en el que la profundidad templada aumenta sustancialmente con respecto al régimen rizado. Con una variación de la velocidad de escaneo se puede llegar a tener los dos regímenes con la misma temperatura de control (T_{PID}) y la misma velocidad de avance (v_f).

Este hecho se observa claramente en las gráficas de temperatura que se muestran a continuación. En la Fig. III.34 la temperatura de fondo en la zona central está por encima de la temperatura de austenización, encontrándose el proceso de TLE dentro del régimen continuo. En estas condiciones el espesor templado es mayor. Por el contrario, en el ensayo de la Fig. III.35 a pesar de tener la misma temperatura de control y de que el rizado sea un poco mayor, la temperatura de fondo se encuentra por debajo de la temperatura de austenización dando un espesor templado menor. Por ello, para poder predecir los resultados del proceso de TLE, en cuanto a espesor templado se refiere, además de programar una temperatura de control es necesario obtener el rizado para saber el régimen en el que se está trabajando (continuo o rizado).

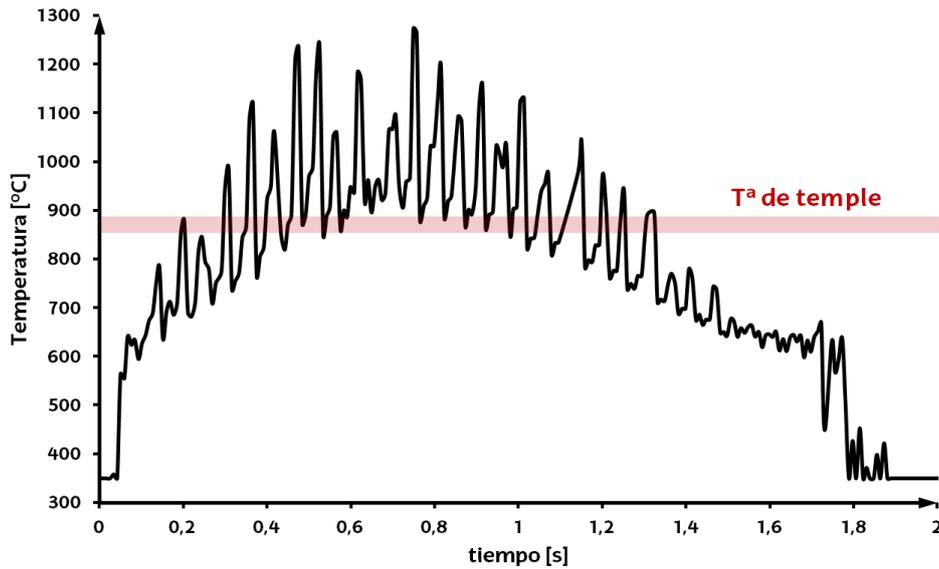


Fig. III.34: Temperatura durante el TLE trabajando en un régimen continuo.

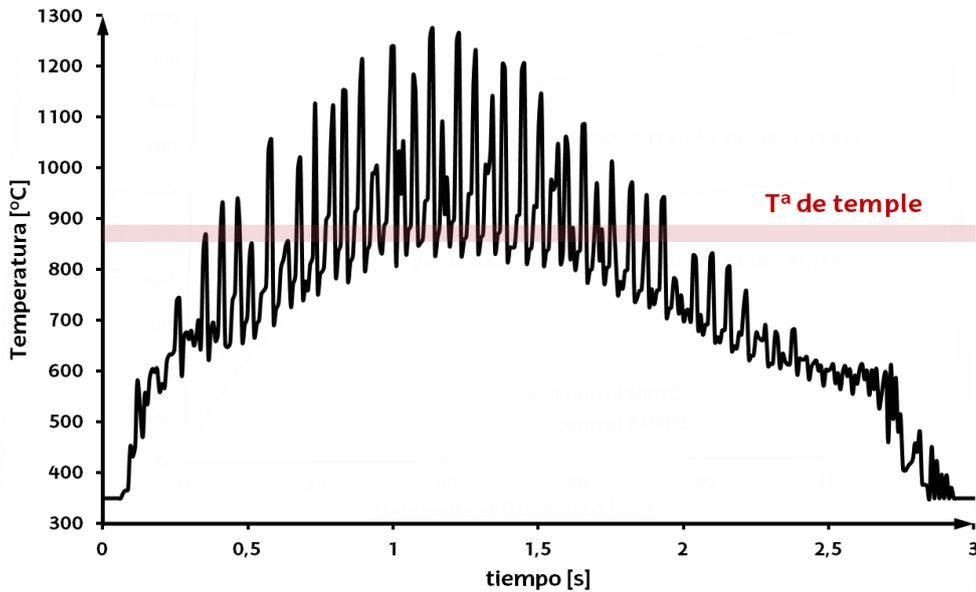


Fig. III.35: Temperatura durante el TLE trabajando en un régimen rizado

Régimenes de trabajo en el proceso de TLE:

A continuación se muestran las figuras Temperatura - Posición - Tiempo del régimen de trabajo continuo (Fig. III.36) y del régimen rizado (Fig. III.37). Se trata de unas gráficas simuladas que representan la temperatura debajo del haz láser, que se corresponde en todo momento con la temperatura máxima del proceso. Representan una extensión de las Fig. III.34 y a la Fig. III.35 pero dispuestas a lo largo de toda la línea templada, con una tercera dimensión que es la anchura de la línea templada.

Por un lado, la Fig. III.36 esta realizada a velocidades de escaneo altas (2000 mm/s) y se corresponde con un **régimen continuo**. Durante este régimen de trabajo la temperatura máxima tiende a encontrarse en el centro de la línea templada, el rizado es menor y el campo de temperaturas es más continuo aproximándose más al del temple por láser convencional sin ópticas de escaneo. Esta tendencia será mayor cuanto más alta sea la velocidad de escaneo y menor sea la anchura a templar. Además, en el plano inferior se encuentra graficada la isoterma que se corresponde con una temperatura de 1000°C. Al tratarse de un área que se mantiene en el tiempo produce espesores de temple mayores (régimen continuo).

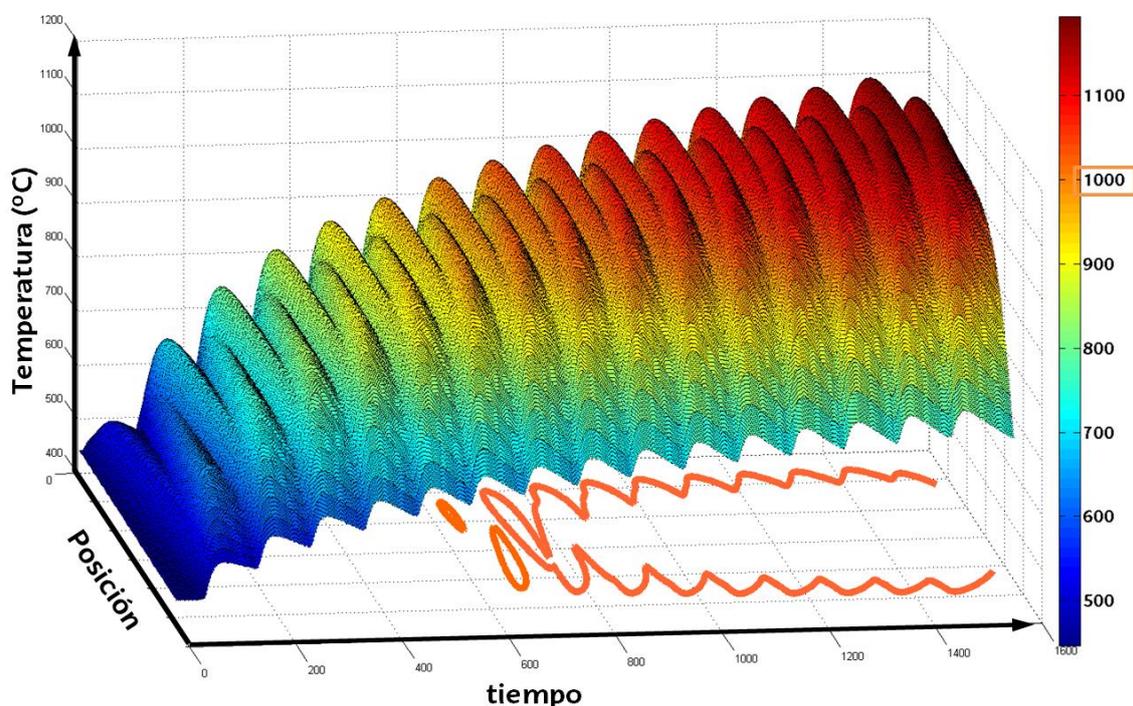


Fig. III.36: Temperatura - Posición - tiempo durante el proceso de TLE en régimen continuo ($v_s = 2000$ mm/s)

Por otro lado, la Fig. III.37 se trata de un ensayo realizado a velocidades de escaneo bajas (100 mm/s) y se corresponde con el **régimen rizado**. Durante este régimen de trabajo la temperatura máxima tiende hacia los extremos de la línea templada, el rizado es mayor y el campo de temperaturas es más discontinuo, característica inherente del tipo de movimiento que se produce en el proceso de TLE. Esta tendencia será mayor cuanto más baja sea la velocidad de escaneo. En este caso si la velocidad de escaneo es demasiado baja y entre pasada y pasada se enfría lo suficiente llegando a la temperatura de inicio de formación de la fase martensita

puede llegar a darse un revenido indeseado con su consecuente bajada de dureza. Además, en el plano inferior se encuentran graficadas las isoterma que se corresponden con una temperatura de 1000°C. Al ser áreas discretas que no se mantienen en el tiempo provocan espesores de temple menores. La temperatura del enfriamiento entre pasadas de escaneo es superior a la temperatura de formación de martensita por lo que no se produce un reblandecimiento debido a un revenido a alta temperatura.

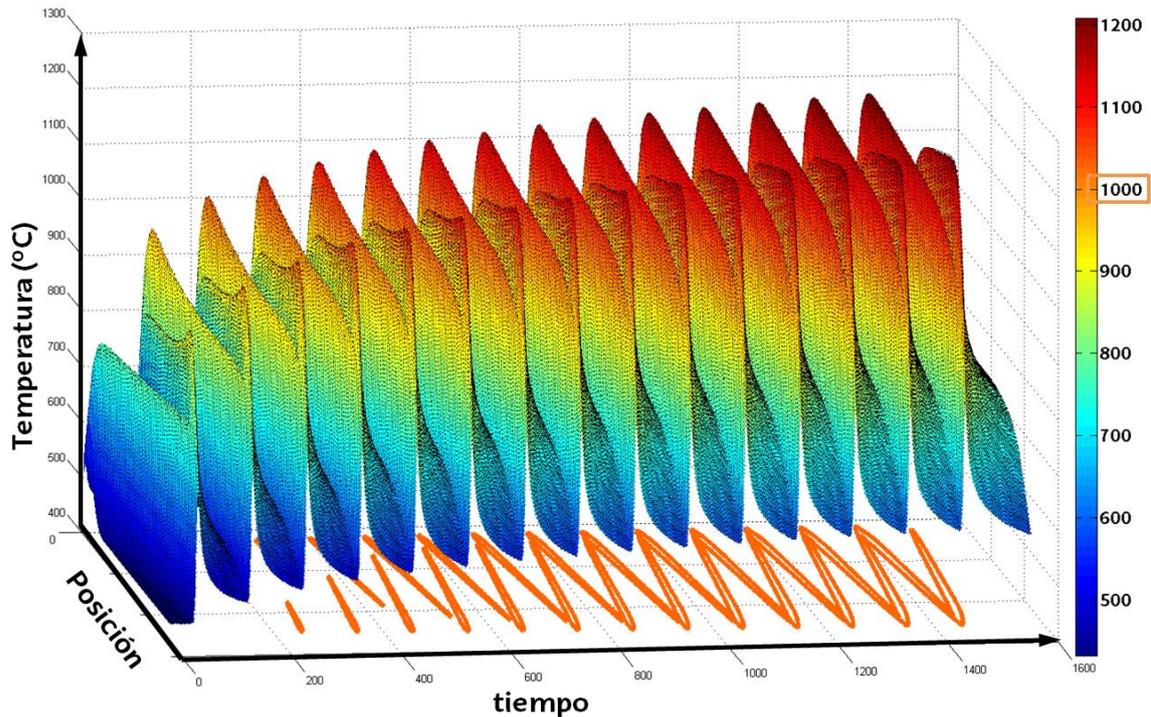


Fig. III.37: Temperatura - Posición - tiempo durante el proceso de TLE en régimen rizado ($v_s = 100$ mm/s)

Por último, decir que el análisis de las áreas donde la temperatura es máxima o determinar en qué régimen de trabajo se está realizando el temple es un factor clave para posicionar el pirómetro en la línea templada durante el proceso de TLE. Así, para altas velocidades de escaneo está demostrado que la temperatura máxima se encuentra en el centro de la línea templada. En cambio, para bajas velocidades de escaneo se recomienda medir la temperatura durante el proceso de TLE en las inmediaciones de uno de los extremos en anchura de la línea a templar.

Estimación del rizado de temperaturas (R_T) en el proceso de TLE:

El objetivo de este apartado es obtener un instrumento, en forma de ecuación analítica o tabla, que prediga el rizado en función de parámetros conocidos previamente de entrada al proceso y que no dependa de otras propiedades del material como el estado superficial o la rugosidad de la pieza. Por otro lado, al tiempo entre pasadas sucesivas se le ha denominado tiempo de enfriamiento.

El rizado durante el proceso de TLE depende principalmente de la temperatura que programada en el control y del tiempo entre pasadas sucesivas, el tiempo que una zona de la pieza está enfriándose hasta que el láser vuelve a barrer esa área y vuelve a calentarse. Hay autores que han estudiado la influencia de la frecuencia en el rizado de un proceso de TLE concreto [Gabilondo, 2014] dando como resultado un rizado de 200°C para una frecuencia de 50 Hz y 50° para una frecuencia de 250 Hz.

Por otro lado decir que este estudio se ha realizado para un material determinado. Un cambio de material de estudio hace necesario volver a realizar los cálculos ya que depende de las propiedades térmicas de difusividad y conductividad sean dispares.

Así, la primera opción estudiada, fue resolver la ecuación de conducción de calor en régimen transitorio pero para su resolución analítica y transitoria son necesarias unas tablas energéticas que establecen el valor de distintos coeficientes (número de Biot, función gaussiana del error,...) [Ramos, 2013]. Por ello se ha optado por resolver numéricamente como se enfría una zona a lo largo del tiempo con el software LATHEM (Anexos) y obtener directamente la tabla en forma de gráfica. Los resultados de la simulación se observan graficados en la Fig. III.38, donde:

- Rizado de la temperatura $\rightarrow R_T$ en [°].
- Tiempo de enfriamiento entre pasadas $\rightarrow t_e$ en [ms].
- Temperatura durante el proceso, la de control $\rightarrow T_{PID}$ en [°C].

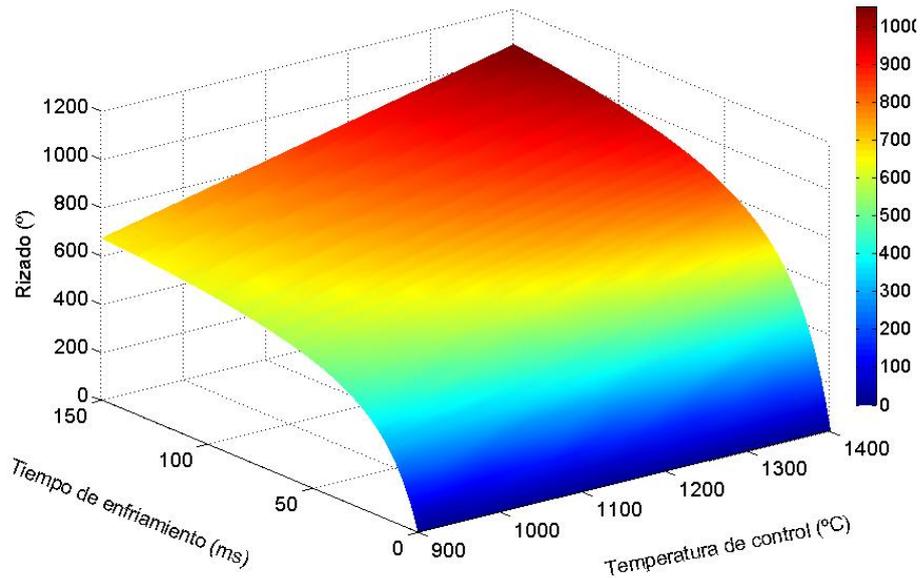


Fig. III.38: Rizado en función de la temperatura de control y del tiempo de enfriamiento.

Descomponiendo la gráfica en planos de tiempo de enfriamiento constante se obtienen rectas con distinta pendiente que se cruzan a temperatura ambiente (Fig. III.39). Por otro lado, las curvas que se obtienen en planos a temperatura de control constante se pueden ajustar mediante ecuaciones polinómicas de cuarto orden (Fig. III.40).

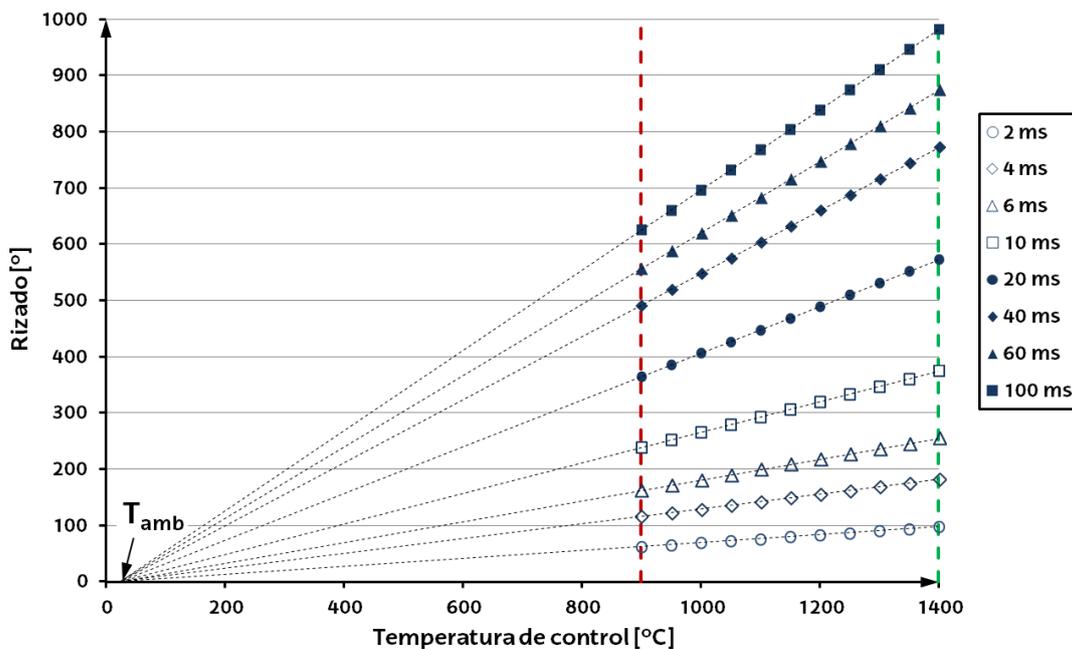


Fig. III.39: Rizado en función de la temperatura de control a diferentes tiempos de enfriamiento

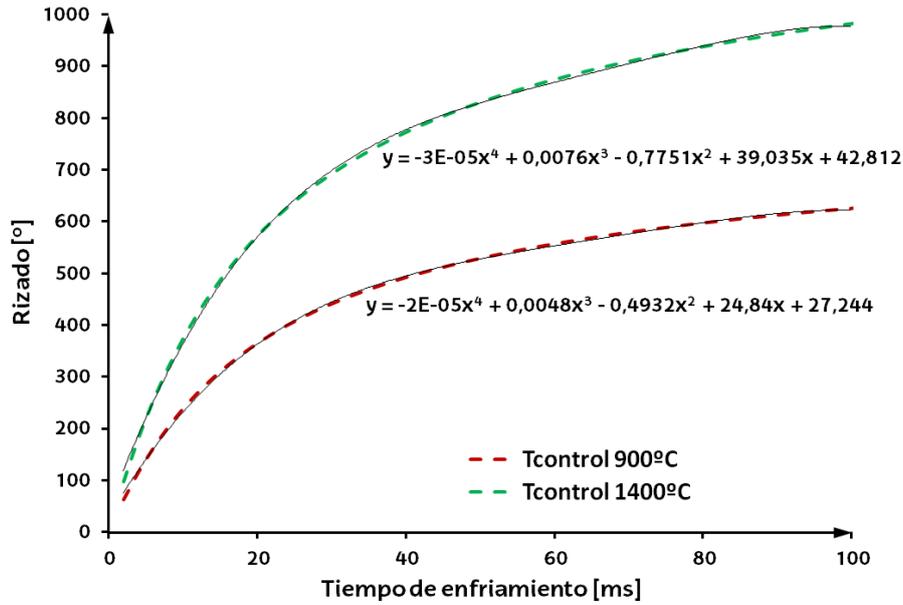


Fig. III.40: Rizado en función del tiempo de enfriamiento a diferentes T_{PID}

Así, de una manera sencilla y sin la necesidad de tablas, se obtienen ecuaciones en las que el rizado es función de dos parámetros sencillos y conocidos como la temperatura de control y el tiempo de enfriamiento (Ec. III.16 y Ec. III.17).

$$R_T(t_e, T_c) = R(t_e, 1400) \frac{T_c - T_{amb}}{1400 - T_{amb}} \quad \text{Ec. III.16}$$

O bien,

$$R_T(t_e, T_c) = R(t_e, 900) \frac{T_c - T_{amb}}{900 - T_{amb}} \quad \text{Ec. III.17}$$

Donde,

- $R_T(t_e, 1400) = -3 * 10^{-5} * t_e^4 + 0,0076 * t_e^3 - 0,77 * t_e^2 + 39,035 * t_e + 42,812$
- $R_T(t_e, 900) = -2 * 10^{-5} * t_e^4 + 0,0048 * t_e^3 - 0,49 * t_e^2 + 24,84 * t_e + 27,244$

En general, el rizado se incrementa al aumentar la temperatura de control y/o al aumentar el tiempo de enfriamiento o tiempo entre pasadas sucesivas (Fig. III.39). La única forma de disminuir el rizado manteniendo la temperatura en la superficie es hacer más rápida la transición entre pasadas aumentando la frecuencia de escaneo o incrementando el área/tiempo que el láser esta calentando en cada ciclo de escaneo. En alguna de estas dos actuaciones es donde se puede llegar al límite del equipamiento disponible porque el escáner no es capaz de trabajar a

velocidades tan rápidas o bien porque al aumentar el diámetro del haz el láser no se dispone de potencia suficiente para llegar a la temperatura de control programada.

Por otro lado, a la suma de las gráficas de la Fig. III.39 y de la Fig. III.40 se le ha añadido una cuarta dimensión categórica para ver el régimen de trabajo del TLE dentro de las variables consideradas dando como resultado la Fig. III.41. En ella se distinguen tres zonas. El régimen continuo, a altas temperaturas de control y bajos tiempos de enfriamiento (o altas velocidades de escaneo), el régimen rizado en la zona central de las variables consideradas y una zona con revenido a alta temperatura, zona donde no se debería de templar ya que se produce un reblandecimiento indeseado entre distintas pasadas de escaneo. Para obtener los valores de revenido entre pasadas se ha considerado que la temperatura a la que se empieza a formar la martensita (M_s) se encuentra entre los 350°C - 400°C.

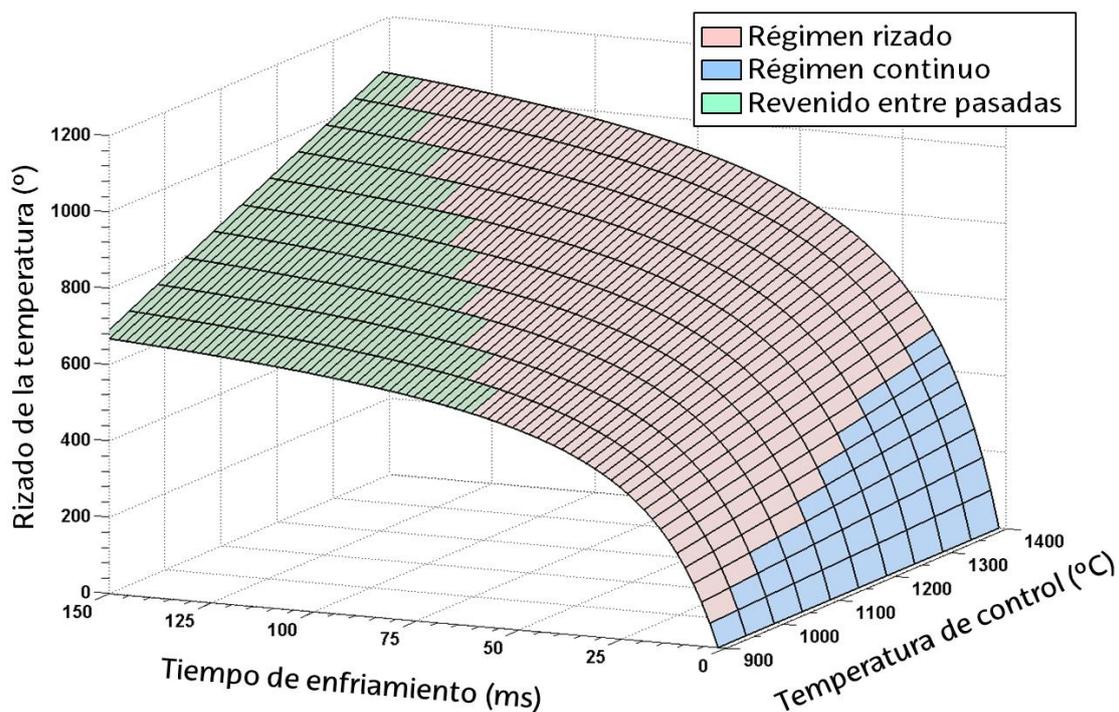


Fig. III.41: Zonas de trabajo en función del rizado, tiempo de enfriamiento y la T_{PID}

Para acabar decir que esta última gráfica está realizada para piezas de grandes dimensiones y temples localizados. En una pieza de menor tamaño con la misma temperatura de control el rizado será menor y la zona azul de régimen continuo se incrementará.

III.5. MODELOS DE SIMULACIÓN NUMÉRICA. AJUSTE Y VALIDACIÓN EXPERIMENTAL

Para comenzar este apartado se realizará una breve descripción de LATHEM (LAsEr THERmal Model), el modelo de simulación numérica desarrollado y utilizado que se explica con más detalle en los Anexos.

A continuación se muestran dos formas semi - empíricas de obtener el coeficiente de pérdidas que es necesario de introducir en el modelo de simulación numérica. Este coeficiente se determinará para un régimen continuo que se puede utilizar para el modelado del proceso de temple por láser convencional y tras esto se obtiene de una manera equivalente para el régimen rizado del proceso de TLE. La obtención del coeficiente de pérdidas de forma semi - empírica hace referencia a un método que incluye simulaciones numéricas con ensayos y medidas de temperatura reales.

Durante este apartado se da relativa importancia al coeficiente de pérdidas ya que la absorción del láser por el material es una variable desconocida y a priori variable durante un tratamiento térmico por láser. A priori en la bibliografía existen numerosas formas correctas de simular numéricamente procesos térmicos por láser, pero la dificultad de estos modelos viene en obtener datos reales de las pérdidas y en estimar un valor de la energía del haz láser que es absorbida por la pieza para incrementar su temperatura.

III.5.1. Descripción del modelo de simulación numérica utilizado (LATHEM)

Durante las simulaciones numéricas se ha utilizado un modelo de simulación propio desarrollado en el software de programación Matlab®. El modelo de simulación se ha denominado LATHEM (LAsEr THERmal Model) y se explica con más detenimiento en los Anexos de este documento.

Como resumen, LATHEM es un modelo para la simulación térmica del proceso de TLE que se basa en la resolución numérica por el método de diferencias finitas centrales de la ecuación de conducción de calor a través de una pieza metálica. A continuación se resumen los puntos que caracterizan este modelo:

- Modelización numérica de la **ecuación de conducción de calor**.
- Resolución de la ecuación de conducción mediante el **método de diferencias finitas centrales** con discretización temporal y espacial, en los tres ejes coordenados.
- **Parámetro de pérdidas globales** donde se incluye la convección y radiación.
- Programación optimizada basada en **métodos matriciales**. La matriz de transferencia del sistema global consta únicamente de 7 vectores.
- Implementación de las **propiedades** del material **dependientes de la temperatura**.
- Modelización de los **cambios de fase en estado sólido** durante el calentamiento mediante la implementación de las ecuaciones de JMA.
- Aplicación a **geometrías** de pieza **complejas** y trayectorias del láser en los **3 ejes** cartesianos.
- Implementación de **distintos tipos de láseres** mediante las formas de su densidad de energía. Programación del **factor de apertura del haz** láser (BPP).
- Posibilidad de trabajar en lazo cerrado manteniendo **la temperatura de la superficie constante** durante el proceso de TLE.
- Implementación de la **dureza** resultante tras el proceso de TLE mediante ecuaciones adicionales.
- **Interface de usuario** con instalador programada en el código C# de una manera visual, mediante la ayuda del software Visual Studio de Microsoft®

Como se muestra en la Figura III.42, el modelo de simulación del proceso de TLE (LATHM) se ha dividido en tres partes: el preprocesador, el procesador y el postprocesador. En el preprocesador se introducen, entre otros, los datos necesarios para la simulación que son la trayectoria del láser en formato APT, el mallado de la geometría en 3D, los datos del láser y las velocidades del proceso, el material desde una base de datos que incluye los parámetros de las transformaciones en fase sólida. Tras esto el procesador resuelve el modelo numérico y en el postprocesador se pueden visualizar distintos tipos de datos como el campo de temperaturas, la zona afectada térmicamente o el espesor templado.

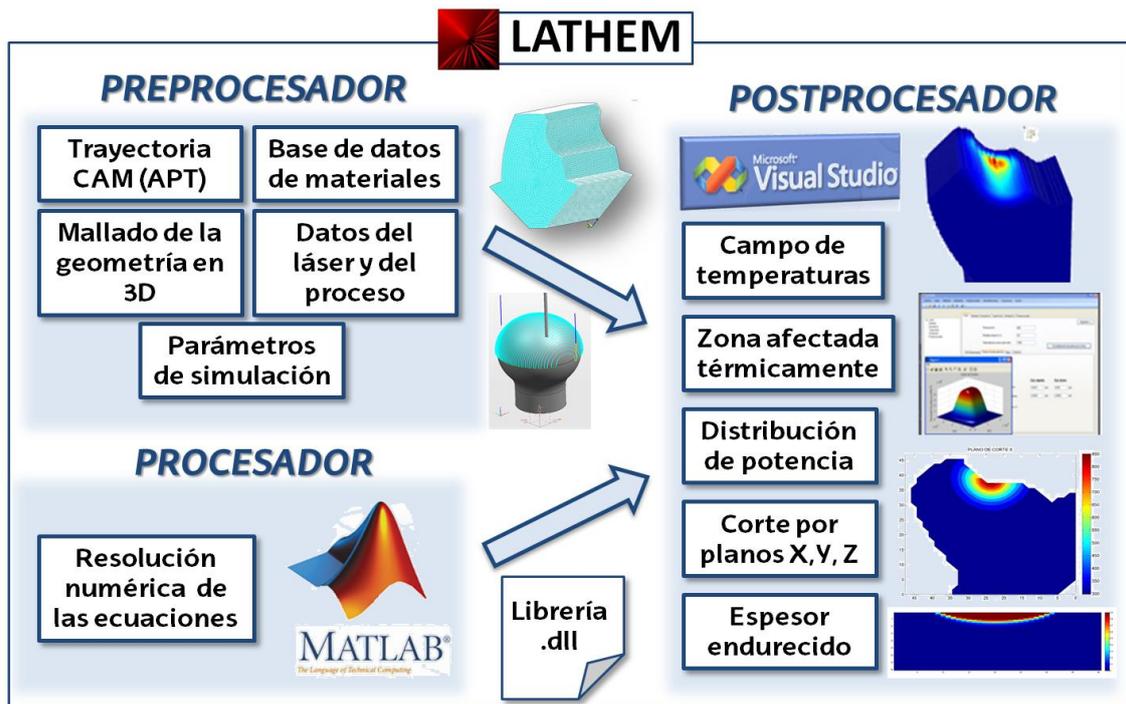


Fig. III.42: Esquema de las partes de LATHEM.

III.5.2. Caracterización semi - empírica del coeficiente de pérdidas en el régimen continuo

En este apartado se propone un método para la caracterización semi - empírica del coeficiente de pérdidas durante el proceso de temple por láser en el régimen continuo. Esta caracterización se basa en obtener el coeficiente de pérdidas mediante datos reales obtenidos a partir de una serie de ensayos experimentales tipo. Para esta caracterización se ha utilizado un láser con haz circular de 10,2 mm de diámetro y potencia máxima de 3000 W.

En la Fig. III.43 se muestra el ensayo tipo utilizado que consiste en realizar una serie de pulsos, a unas potencias y tiempos determinados. Durante estos pulsos se mide la temperatura de cada ensayo en el centro del haz láser. En este caso se ha trabajado con pulsos de distinta potencia (entre 1500 W y 1900 W) y de distinta duración (entre 1 s y 4 s). Como se ha explicado en el Apartado II.4.2 el porcentaje de la potencia que emite el láser que es absorbida por el material y que se emplea para aumentar la temperatura de la pieza depende del material y de su estado de acabado superficial. Durante el temple por láser la superficie de la pieza varía a lo

largo del proceso con la temperatura que se vaya adquiriendo. Por lo tanto, la absorptividad del material a la radiación láser es función del tiempo/temperatura durante el proceso.

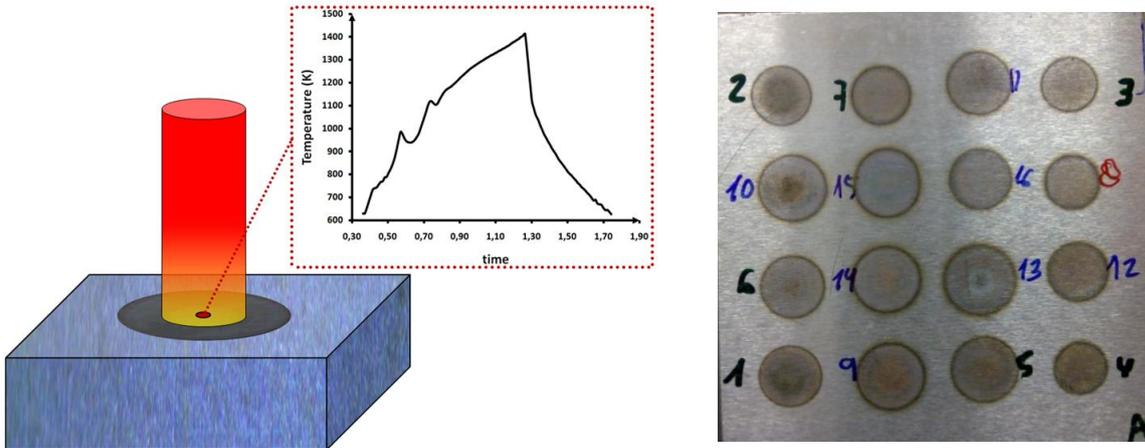


Fig. III.43: Medida de temperatura sobre pulsos láser para la caracterización semi-empírica del coeficiente de pérdidas en el régimen continuo

Para ello, con el fin de obtener el coeficiente de pérdidas de energía en la superficie se ha simulado numéricamente el pulso láser durante el cual se ha medido experimentalmente la temperatura. Así, el esquema de la simulación numérica empleada se observa en la Fig. III.44: Izq. En cada ciclo de simulación se va ajustando el coeficiente de pérdidas para que la temperatura real y la temperatura simulada sean la misma en todo momento. En la Fig. III.44: Dcha. se observan las pérdidas de potencia simuladas junto con la temperatura real medida a lo largo del tiempo en un pulso de 1,8 s a 1700 W de potencia.

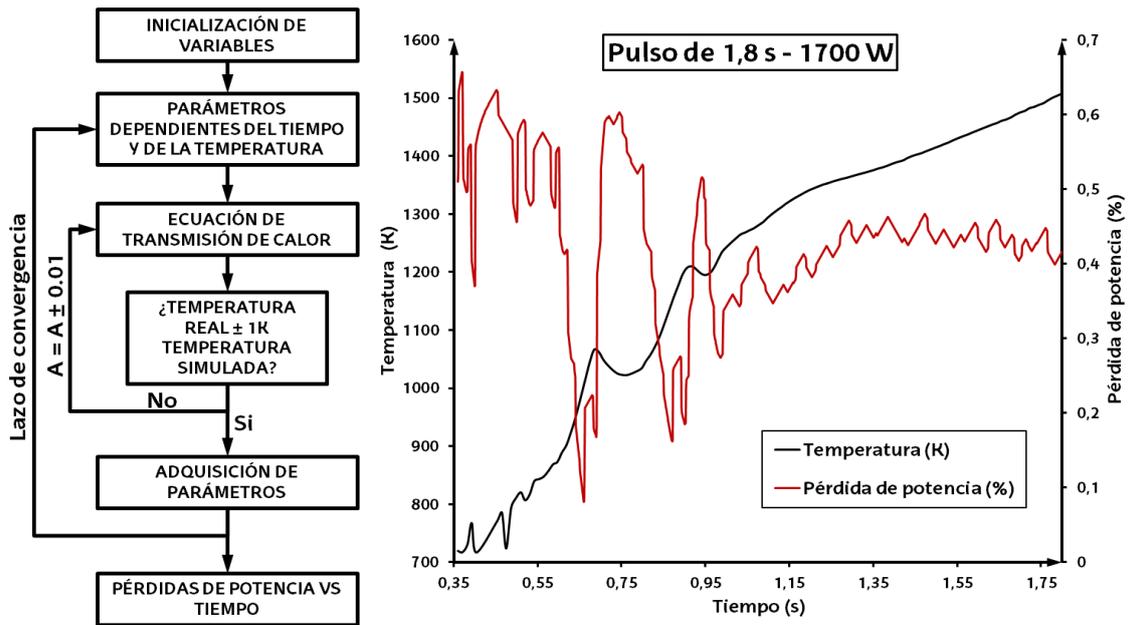
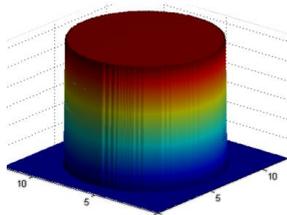


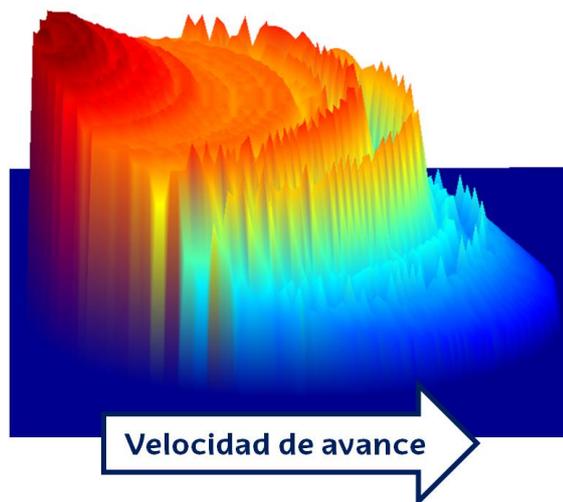
Fig. III.44: Izq. Esquema de la simulación empleada para la obtención de las pérdidas de potencia; Dcha. Pérdidas de potencia simuladas obtenidas experimentalmente.

Como resultado, en la Fig. III.45 se observa la energía real absorbida por la pieza en un temple por láser con una velocidad de avance concreta. Para determinarla se tiene en cuenta el valor y la forma de la densidad de energía del haz láser, la temperatura durante el proceso de temple y el coeficiente de pérdidas variable obtenido de forma experimental mediante los ensayos tipo pulso.

Densidad de energía en el haz



Energía real absorbida por la pieza



Temperatura durante el temple

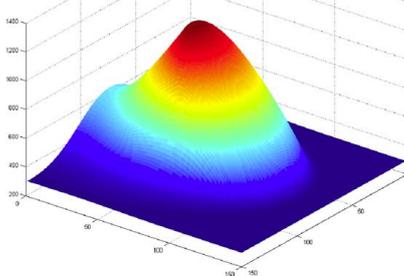


Fig. III.45: Energía real absorbida por la pieza en función de la densidad de energía del haz láser, de la temperatura durante el temple y del coeficiente de pérdidas

Validación del método propuesto

Para demostrar la validez de este método de obtención semi - empírica del coeficiente de pérdidas durante el proceso de temple por láser en régimen continuo [Martínez, 2012c] se han analizado las profundidades templadas obtenidas experimentalmente y las simuladas con el método propuesto en una serie de ensayos con potencia variable entre 1700 W y 1900 W. Por un lado, en la Fig. III.46: Izq. se observa que durante los distintos pulsos es posible distinguir, mediante una bajada momentánea de temperatura, donde se encuentran los cambios de fase en estado sólido durante el calentamiento. Estos cambios se producen a temperatura más alta cuanto más rápido sea el calentamiento. Por otro lado, en la Fig. III.46: Dcha. se observa la validez de este método con un resultado óptimo en cuanto a la profundidad de capa templada obtenida de forma experimental y la obtenida por simulaciones numéricas mediante el método propuesto.

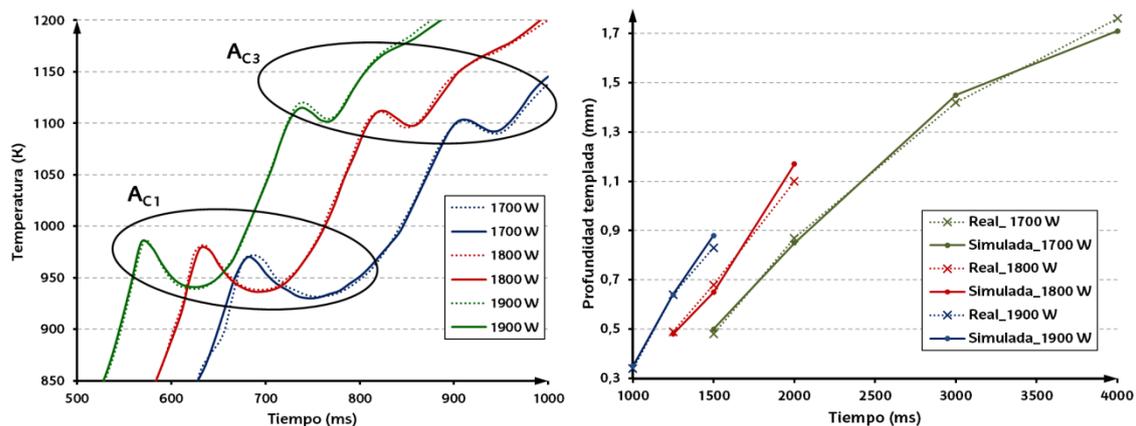


Fig. III.46: Izq. Temperatura medida en distintos ensayos; Dcha. Profundidad de capa templada real y simulada mediante el método propuesto

III.5.3. Coeficiente de pérdidas en el régimen rizado

El objetivo de este apartado es obtener de forma experimental un coeficiente de pérdidas válido para simular numéricamente el proceso de TLE en régimen rizado.

Como ensayo de caracterización del proceso de TLE en el régimen rizado se ha decidido mantener nula la velocidad de avance, al igual que se ha realizado para el régimen continuo, y mantener constante la velocidad de escaneo barriendo una

línea de 10 mm de anchura programada en múltiples ocasiones. Además, se ha realizado el mismo ensayo en varias ocasiones y en cada ensayo se ha posicionado el pirómetro en un lugar distinto de la línea para observar la divergencia en el campo térmico de los distintos puntos. Tras los ensayos las distintas medidas de temperatura recogidas por el pirómetro se trasladan en el tiempo para que se encuentren con un mismo origen temporal. En la Fig. III.47 se grafica, junto con la simulación numérica de la temperatura en distintos puntos de la línea, un esquema del ensayo que se va a caracterizar.

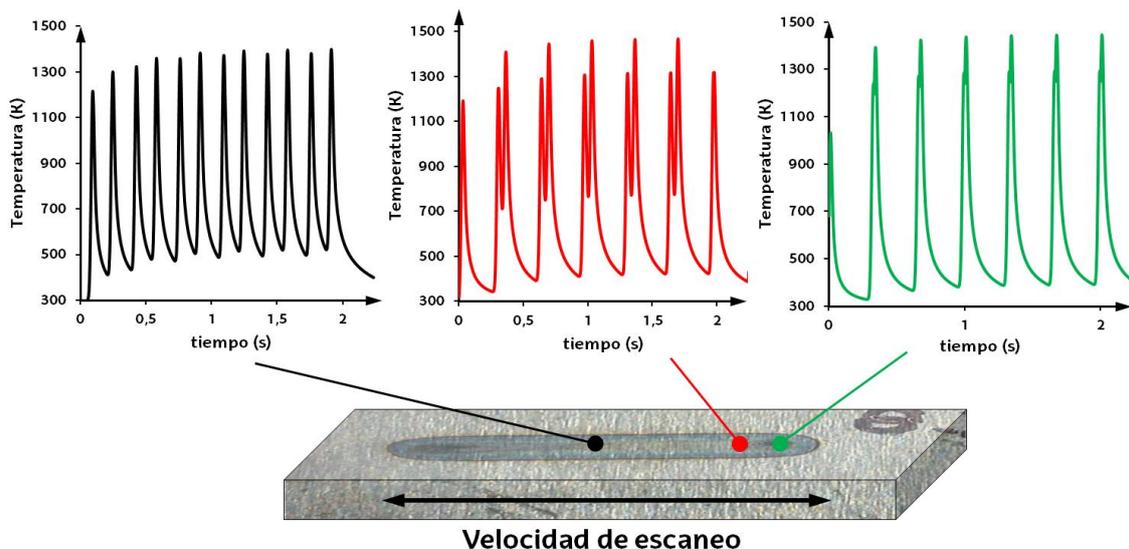


Fig. III.47: Esquema de los ensayos de caracterización

Para obtener el coeficiente de pérdidas experimentalmente de la manera semi - empírica realizada para el régimen continuo es necesario saber la temperatura bajo el haz láser en todo instante durante el ensayo. Pero, por otro lado, debido a problemas de incompatibilidad óptica no es posible dirigir el pirómetro por el mismo camino óptico que el haz láser para poder tener en todo instante la temperatura bajo el haz láser. Por lo tanto, de las temperaturas medidas posicionando el pirómetro en los distintos puntos de la línea se han sacado los máximos de temperatura relativos de cada ensayo y se han puesto en su posición correcta en el tiempo juntándolos como se observa en la gráfica de la Fig. III.48. Estos puntos se corresponderían con los distintos máximos a lo largo del tiempo de la gráfica Temperatura - Tiempo - Posición que se explican en el próximo apartado. En los resultados se ha observado cierta coherencia pero no la suficiente como para usar el modelo semi - empírico tal y como se ha utilizado para el régimen continuo. Ya que, por un lado hasta un tiempo de segundo y

medio el pirómetro no logra medir ningún valor, su temperatura mínima de medición es de 350°C (623 K), y por otro lado, que aunque se vea una tendencia de subida y bajada, está no es muy clara. Además, si se representan los máximos de la misma gráfica resultantes de una simulación numérica con pérdidas constantes del 56 % (Fig. III.48) se observa que aunque en el estacionario la tendencia sea parecida en el transitorio difiere bastante.

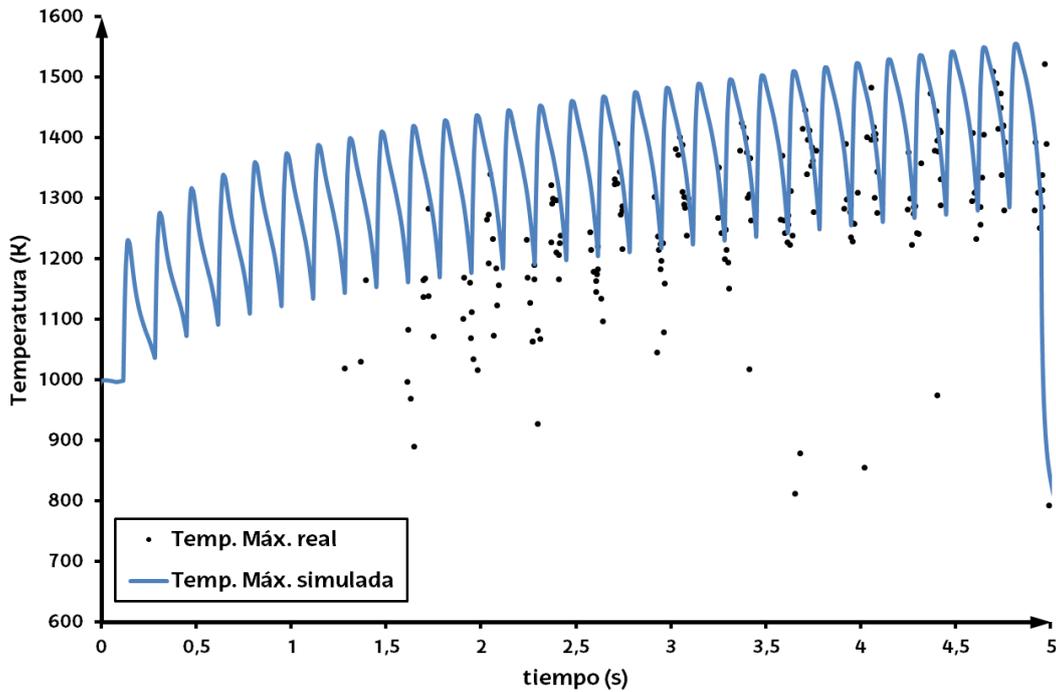


Fig. III.48: Máximos relativos de las mediciones de temperatura tras su correlación en el tiempo y temperatura máxima simulada con pérdidas constantes de 0,56

El principal problema para que no se pueda utilizar el método semi - empírico como se ha hecho para el régimen continuo es que la frecuencia máxima de adquisición de datos del pirómetro es demasiado baja y, como se observa en la Fig. III.49, no es capaz de recoger con precisión los máximos relativos en las distintas medidas de temperatura realizadas para poder tener en todo momento la temperatura bajo el haz láser.

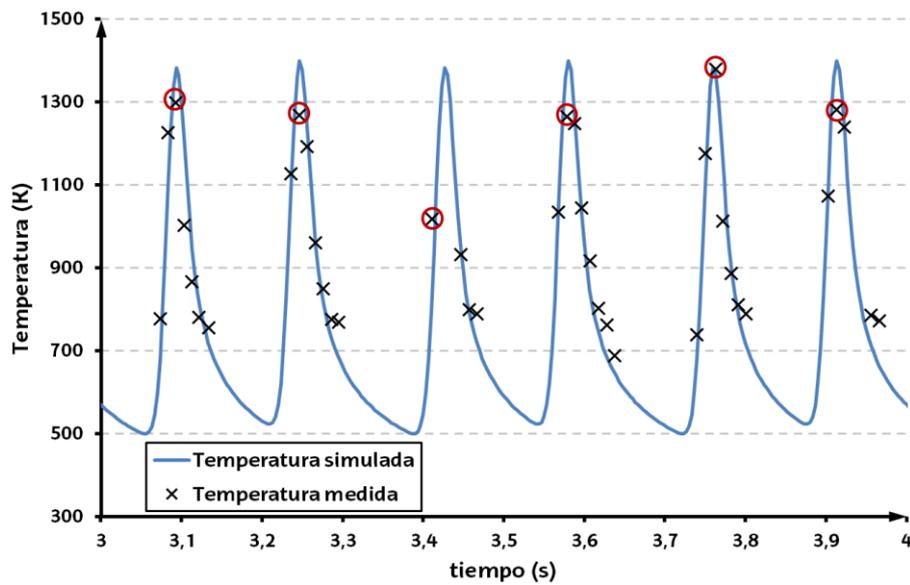


Fig. III.49: Gráfica resaltando los máximos relativos medidos por pirometría

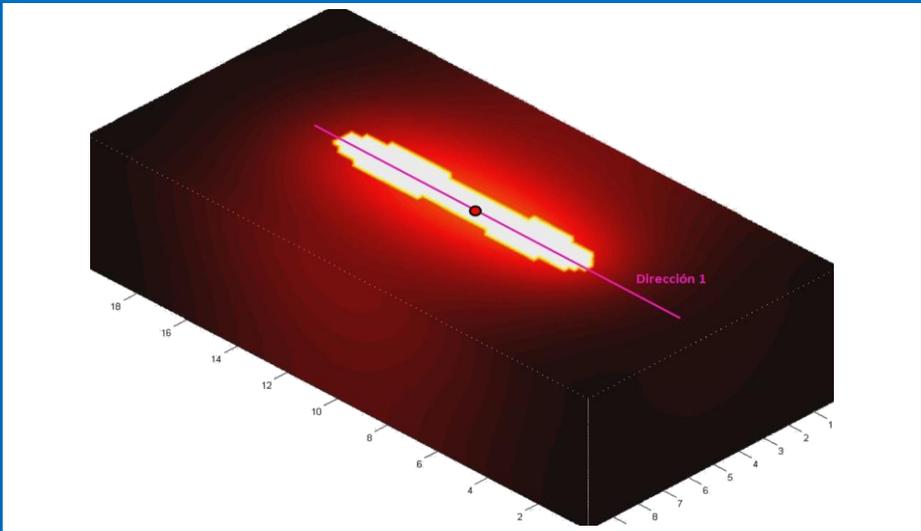
A continuación se comentará la simulación numérica del ensayo con los parámetros introducidos para después compararla con las medidas de temperatura experimental. La comparación entre el campo térmico simulado y real se ha realizado variando el coeficiente de pérdidas introducidas en el modelo de simulación numérica para un régimen transitorio y para un régimen estacionario. Tras esto, con el coeficiente de pérdidas óptimo, se analizará un ensayo en condiciones reales de TLE en régimen rizado. Para acabar se expondrán los principales resultados y conclusiones.

Simulación numérica del ensayo

Los parámetros utilizados para la simulación numérica del proceso se resumen en la Tabla III.19. Así, en X e Y se ha simulado un nodo cada 200 micras y en Z uno cada 50 micras. Por otro lado, durante las simulaciones con las condiciones de contorno con los bordes aislados se produce un sobrecalentamiento de la pieza que en la realidad no sucede por ser la pieza real de mayores dimensiones (60 mm x 130 mm x 20 mm). Para evitarlo y que se ajuste más a la realidad, se ha programado en todas las caras, excepto en la que incide el láser, una condición de contorno que las mantenga siempre a temperatura ambiente y así simular el efecto de que el calor que les llegue se vaya instantáneamente. En una pieza del tamaño de la real este calor se transmite rápidamente por conducción al resto de la pieza.

Tab. III.19: Parámetros de la simulación numérica realizada

Potencia:	275 W
Velocidad de avance:	0 m/min
Velocidad de escaneo:	60 mm/s
Anchura de temple:	10 mm programados
Diámetro de haz láser:	1,2 mm (desenfocado 40 mm)
Tiempo de ensayo:	5 s
Pérdidas:	Variables en las distintas simulaciones
Dimensiones de pieza:	10 mm x 20 mm x 5 mm
Nodos totales en X, Y, Z:	$N_x = 50$; $N_y = 100$; $N_z = 100$;



Los resultados de la simulación se observan en la Fig. III.50 donde se representan las gráficas Temperatura - Tiempo - Posición de una simulación con las pérdidas variables en función del tiempo que más adelante se verá que son las que más se ajustan a la realidad. En estas figuras se grafica en todo instante la temperatura bajo el haz láser, la temperatura máxima. Así, se observa como desde el punto inicial la pieza va adquiriendo temperatura. Además en la zona central de la línea la temperatura máxima es más baja que en los extremos, en cambio la mínima es más alta. Esto es debido a que en los extremos la frecuencia de pasada del láser es la mitad pero se mantiene más tiempo en esa posición. Así, al estar más tiempo en los extremos la temperatura máxima es mayor pero al tardar el doble en llegar al siguiente ciclo los extremos se enfrían más que el centro.

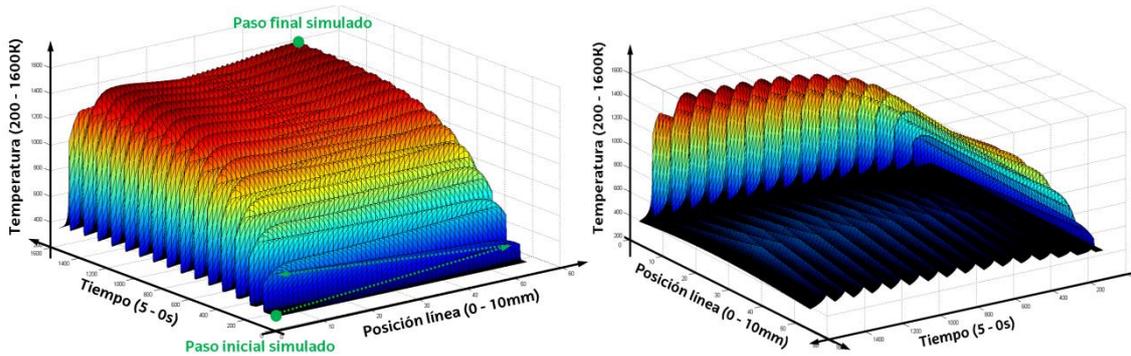


Fig. III.50: Gráficas de Temperatura - Tiempo - Posición en la línea ensayada en dos vistas diferentes.

Para observar el ciclo térmico de los distintos puntos de la línea templada se han cortado las gráficas de Temperatura - Tiempo - Posición por tres posiciones (Fig. III.51: Izq.): por la zona central, por el extremo, y por un punto donde la profundidad de temple es máxima. Este último punto se corresponde con la zona donde la temperatura en cada ciclo se mantiene más tiempo por encima de la temperatura de temple, y, por lo tanto, será la zona con mayor espesor templado.

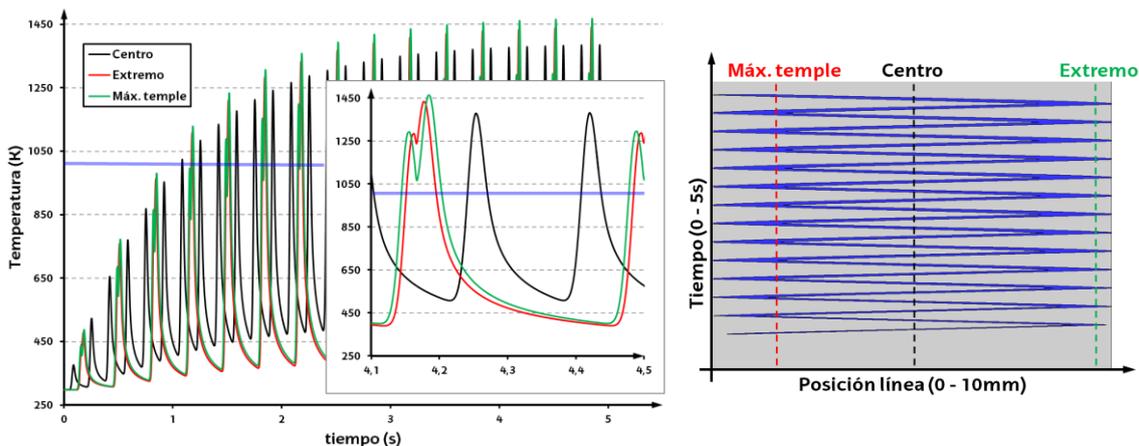


Fig. III.51: Izq. Temperatura simulada en tres puntos de la línea en un plano sobre la superficie; Dcha. Corte por la isoterma de 1000 K a la gráfica de Temperatura - Tiempo - Posición de un plano sobre la superficie

Por otro lado, cortando las gráficas de Temperatura - Tiempo - Posición por la isoterma de 1000 K (Fig. III.51: Dcha.) se observa en color azul la zona que supera la temperatura mínima de temple quedándose más tiempo en la zona donde el espesor es máximo. Este hecho se ve con mayor claridad en la gráfica de la Fig. III.52: Dcha. que se corresponden con las gráficas de la figura anterior pero en un plano a 300 micras bajo la superficie.

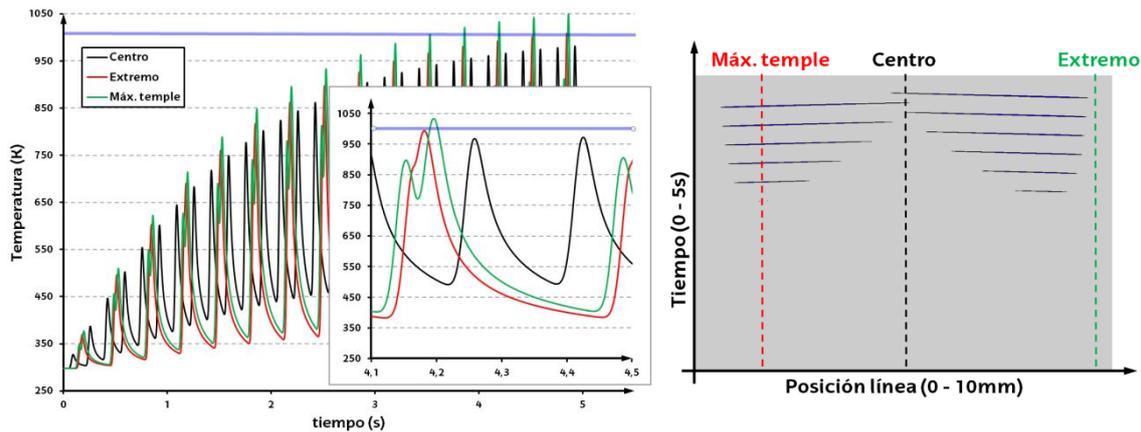


Fig. III.52: Izq. Temperatura simulada en tres puntos de la línea en un plano a $300 \mu\text{m}$ de la superficie; Dcha. Corte por la isoterma de 1000 K a la gráfica de Temperatura - Tiempo - Posición de un plano a $300 \mu\text{m}$ de la superficie

Caracterización experimental de distintos tipos de pérdidas

Por todo lo comentado y ante la dificultad de introducir el modelo semi - empírico en el proceso de TLE se han simulado distintos tipos de pérdidas para observar los distintos campos térmicos y compararlos con las temperaturas medidas por el pirómetro. En las gráficas se observan dos regímenes: uno transitorio a tiempos menores de 3 s y tras el transitorio uno estacionario. La obtención de un régimen estacionario a potencias constantes tras el transitorio es debido a que las dimensiones de la pieza son considerables respecto de la zona que se está templando. Por ello, no sufre un recalentamiento global ya que el calor que no se utiliza para templar se evacua por el resto de la pieza de grandes dimensiones y no se produce un sobrecalentamiento que produzca un aumento de la temperatura global de la pieza.

Así, se han caracterizado 4 tipos de pérdidas: pérdidas constantes, pérdidas variables linealmente con la temperatura, pérdidas variables exponencialmente con la temperatura y, por último, pérdidas variables exponencialmente con el tiempo. Por otro lado, los coeficientes de las distintas pérdidas se han ajustado de manera que la temperatura máxima en el régimen estacionario sea la misma en la simulación que durante el ensayo.

Para finalizar decir que, a pesar de parecer incongruente, se ha optado por añadir unas pérdidas dependientes del tiempo. Mientras transcurre el ensayo de temple la zona de la superficie donde está incidiendo el láser va cambiando sus

características superficiales (color) y, por lo tanto, de coeficiente de absorptividad a la luz láser. Este hecho provoca un cambio en el coeficiente de pérdidas que en la simulación numérica está asociado a la variable temporal. Por ello, en el modelo las pérdidas variables con el tiempo se han programado de manera diferente a las variables con la temperatura. Por el tipo de ensayo se han programado constantes en cada paso de simulación en todos los nodos pero variables de paso en paso de simulación.

Régimen de temperaturas transitorio

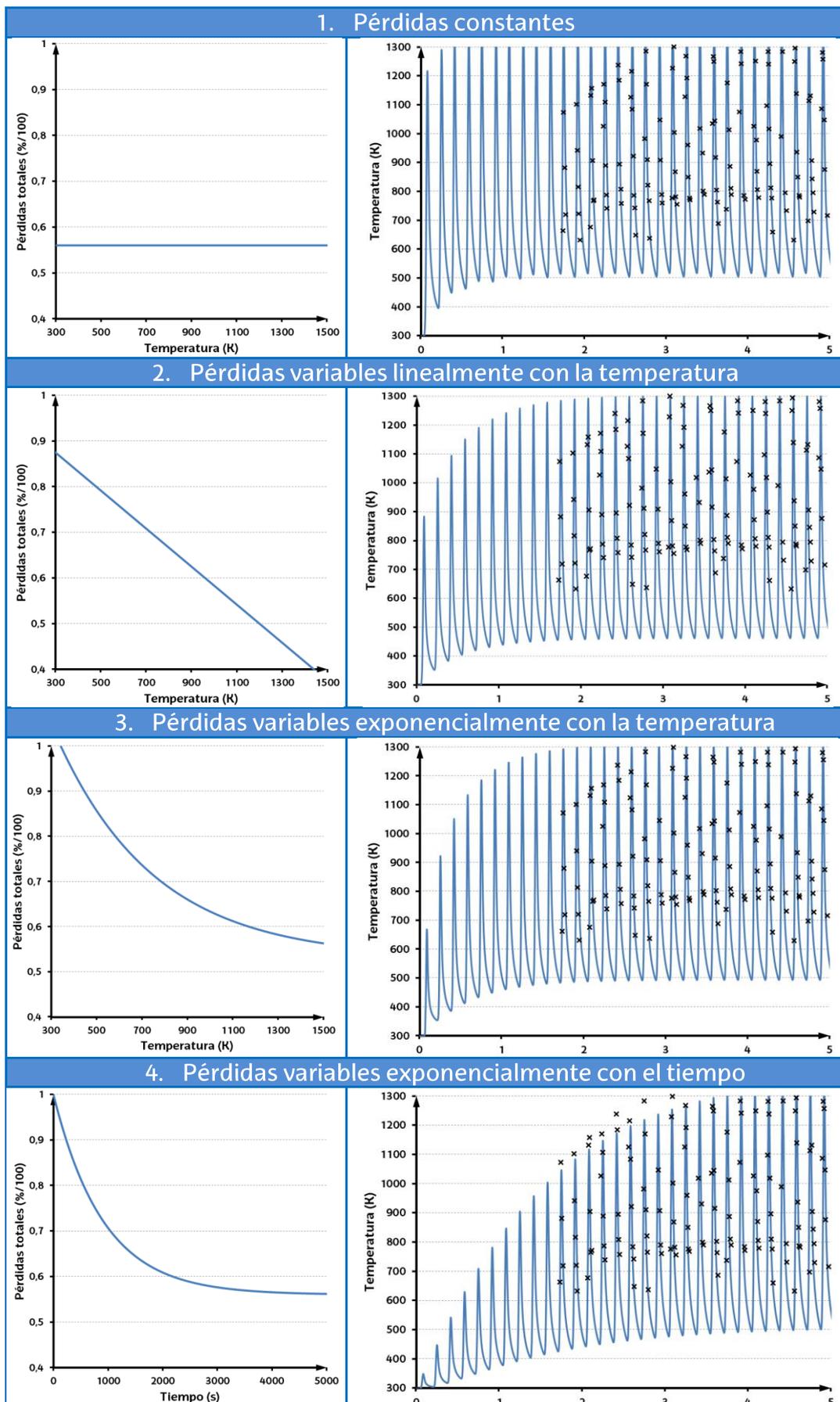
Durante el régimen transitorio no hay prácticamente medidas de temperatura del pirómetro ya que empieza a medir a partir de 623 K (350°C). Pero de forma experimental, a pesar de los pocos datos recogidos, se observa una tendencia de subida hasta llegar al régimen de temperaturas estacionario.

En la Tabla III.20 figuran las distintas pérdidas en función de la temperatura y del tiempo introducidas en la simulación numérica junto con las gráficas de temperatura medidas experimentalmente en un ensayo real y los resultados de las simuladas con los distintos tipos de pérdidas.

Analizando la parte transitoria de las gráficas, las pérdidas que peor se ajustan son las constantes con el tiempo ya que la temperatura tarda únicamente 0,2 s en llegar al régimen estacionario y en la realidad no llega hasta pasar 3 s.

Por el contrario, las pérdidas que mejor se ajustan son las variables con el tiempo dando buenos resultados en la zona del transitorio donde se tienen medidas experimentales.

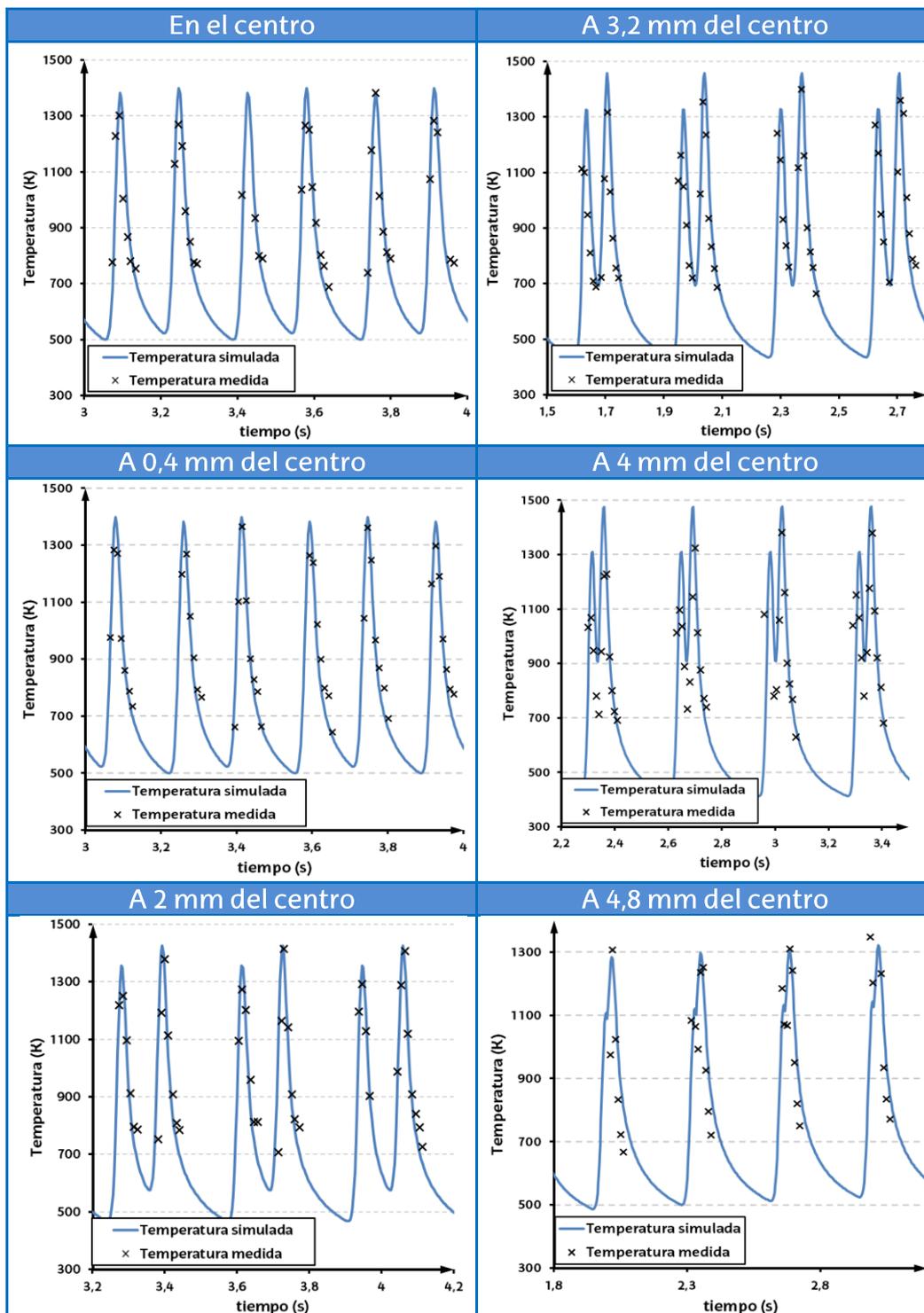
Tab. III.20: Comparación entre las distintas pérdidas simuladas y reales



Régimen de temperaturas estacionario

En el régimen estacionario las gráficas de temperatura, con cualquiera de las pérdidas evaluadas en el apartado anterior, se ajustan bastante bien en los distintos puntos de la línea.

Tab. III.21: Comparación entre las medidas simulados y experimentales en distintas zonas de la línea templada en un régimen estacionario.



Se observa una divergencia mayor a medida que las mediciones se alejan del punto central de la línea ensayada pero no es debida a la simulación, sino que es debida a que se está trabajando con el láser desenfocado 40 mm y en este plano focal hay un error en posicionamiento entre la medida programada (línea de 10 mm) con la real templada por el láser (línea de unos 13 mm). En la Tabla III.21 se muestra el régimen estacionario de distintas medidas de temperatura experimentales y simuladas a diferentes posicionamientos del pirómetro respecto del centro de la línea.

Además, en las gráficas de la Tabla III.21 se observa como varía la frecuencia de la temperatura en el centro de la línea templada respecto de la esquina de esta. La frecuencia va variando hasta llegar a ser la mitad en las esquinas que en el centro.

Validación del método propuesto

Para demostrar la validez de este método de obtención semi - empírica del coeficiente de pérdidas durante el proceso de temple por láser en el régimen rizado se ha analizado el campo térmico durante el templado de un área, una línea de 10 mm de espesor. Para ello la velocidad de escaneo se ha mantenido constante como en el resto del apartado (60 mm/s) y se ha puesto una velocidad de avance de 1 mm/s, muy común en procesos de temple por láser.

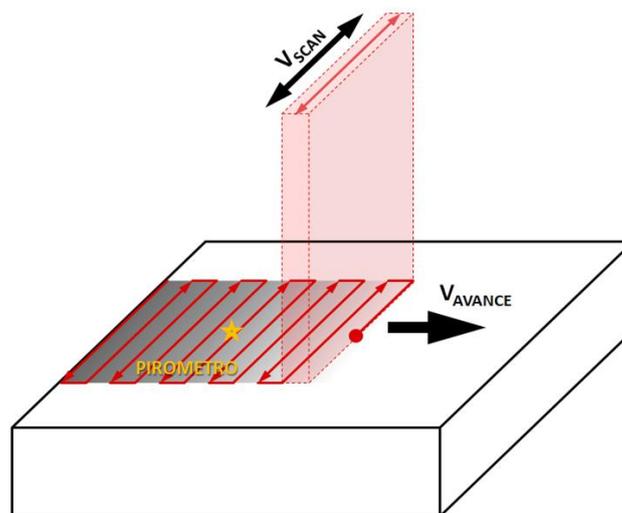


Fig. III.53: Posición del pirómetro durante el ensayo de validación en régimen rizado

Por otro lado, como se observa en la Fig. III.53, el pirómetro se posiciona en el centro de la pieza sin movimiento relativo respecto a ella. Así, se mide el campo térmico en un punto concreto durante todo el ensayo. Durante un ensayo con

control de temperatura el pirómetro se moverá con una velocidad de avance respecto a la pieza y con una velocidad nula respecto del cabezal de la máquina y/o del escáner.

Durante la simulación numérica se han utilizado las pérdidas variables con el tiempo, las que más se ajustan a la realidad de las simuladas en el ensayo de caracterización del régimen rizado.

En la Fig. III.54 se observan los gráficos de temperatura real y simulada a lo largo del tiempo en el punto de la pieza donde se ha posicionado el pirómetro. En la zona central de la gráfica, donde se alcanzan las temperaturas de temple, la diferencia entre la temperatura real y simulada es mínima. Por el contrario, en los extremos, donde las temperaturas son menores, hay bastante diferencia entre las dos gráficas. Esta diferencia puede ser debida a que se ha estimado el diámetro y la forma del haz desenfocado.

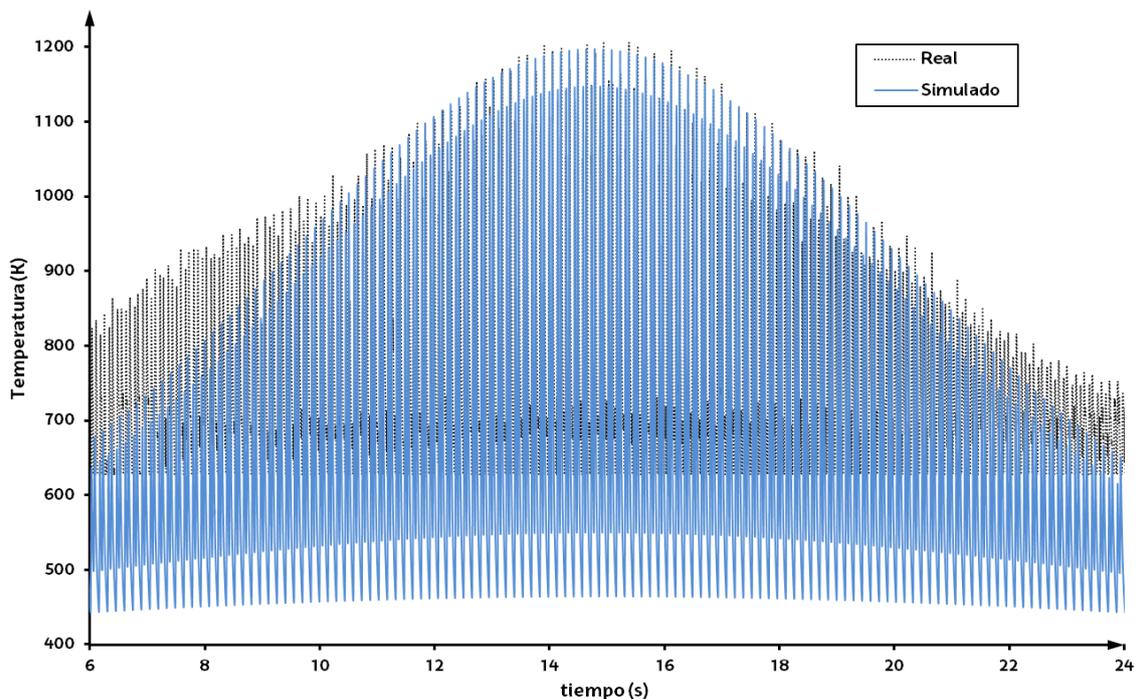


Fig. III.54: Temperatura real y simulada en un punto de la pieza durante el proceso de TLE en régimen rizado.

Así, a pesar de las diferencias durante el calentamiento y el enfriamiento, se observa la validez de este método con un resultado muy bueno en cuanto al valor de temperatura en la zona central que es donde supera la temperatura de temple y por la cual la superficie sufrirá su templado correspondiente.

Resultados y Conclusiones

La principal conclusión a la que se puede llegar tras los ensayos es que a lo largo de toda la línea templada se distinguen tres zonas: la parte central, los extremos y las zonas de máximo espesor templado. Además:

- En la parte central la *temperatura máxima* es menor y la *temperatura mínima* es mayor que en los extremos. Esto es debido a que la *frecuencia* de los ciclos térmicos es el doble que en los extremos teniendo el material menos tiempo de enfriarse entre pasada y pasada. Por lo tanto los extremos son las zonas de mayor temperatura donde se pueden producir sobrecalentamientos indeseados.
- Por otro lado, hay una zona de *máximo espesor templado* que se corresponde con la zona donde el material ha estado más tiempo por encima de la temperatura de austenización. Este último efecto se observa en la simulación (figura de la Tabla III.9) y en la superficie que ha quedado templada tras finalizar el ensayo (Fig. III.55).

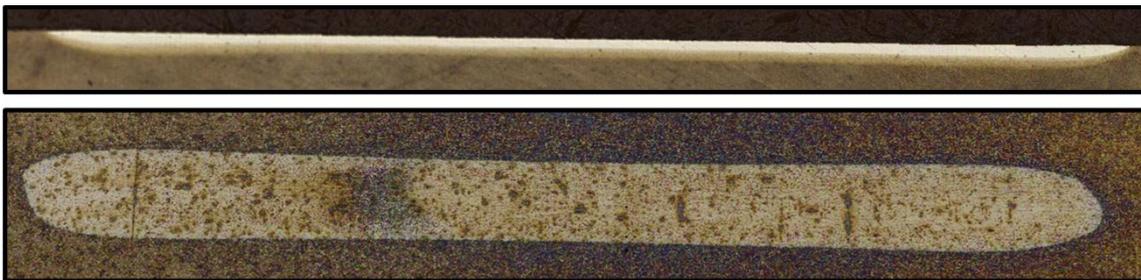


Fig. III.55: Corte transversal y vista frontal de la zona templada tras el ensayo de caracterización

- Las *pérdidas* del proceso de TLE en régimen rizado no se han podido sacar de forma experimental con el modelo semi - empírico debido a que la frecuencia de adquisición de datos del pirómetro no es suficientemente alta. Por ello se han introducido mediante ecuaciones variables con la temperatura y con el tiempo. Se han introducido pérdidas constantes, pérdidas variables con el tiempo y pérdidas variables con la temperatura. Así, en la Fig. III.56 se comparan las temperaturas de los datos experimentales y las de las simulaciones con dos tipos de pérdidas. Para la *parte transitoria* de las gráficas las pérdidas que mejor se ajustan son las

variables exponencialmente con el tiempo. Por otro lado, la *parte estacionaria* se ajusta relativamente bien con cualquier tipo de pérdida.

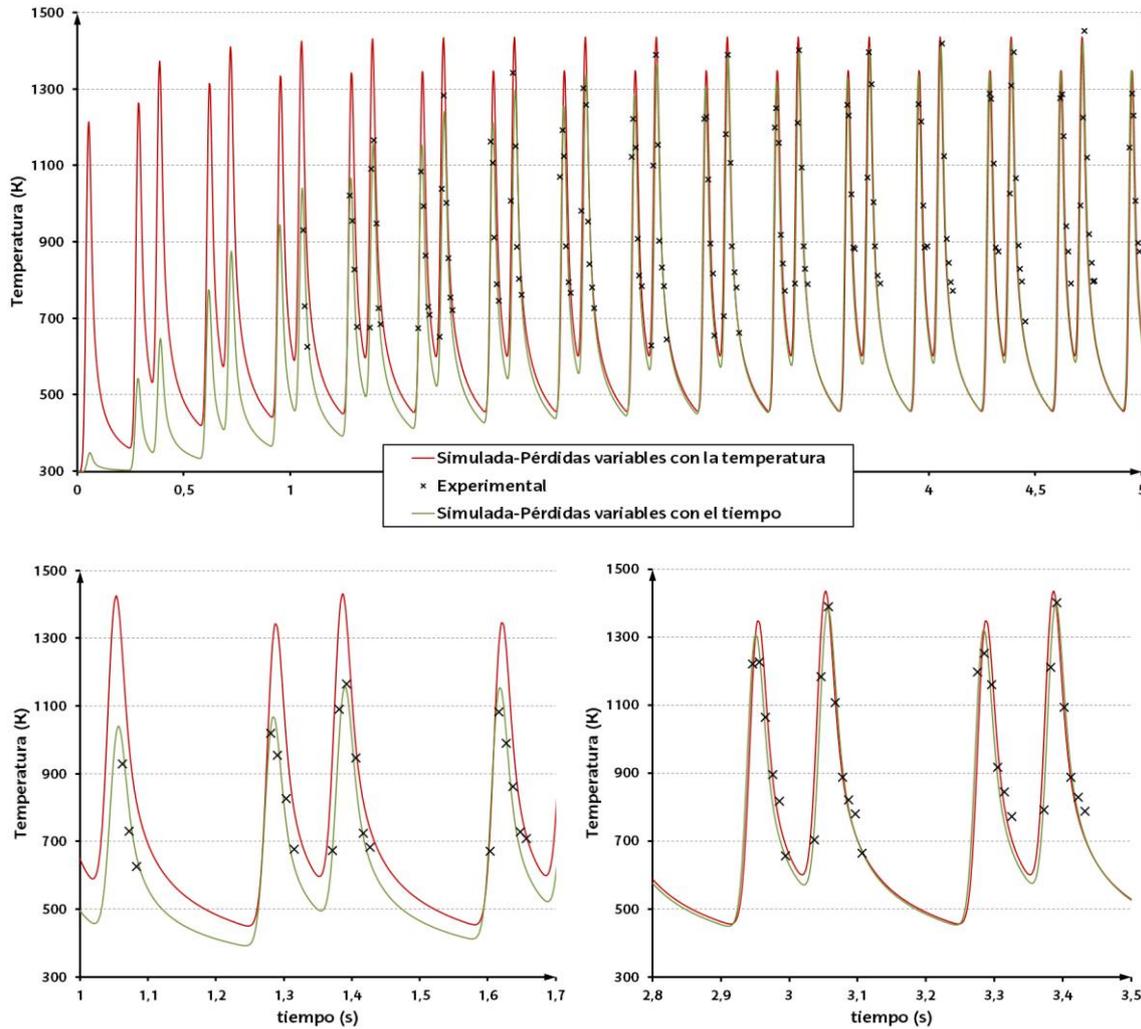


Fig. III.56: Comparación de la temperatura experimental con la simulada con pérdidas en función del tiempo y con pérdidas en función de la temperatura.

Para finalizar y validar el método propuesto se han analizado las temperaturas reales y simuladas en un ensayo sobre *condiciones de TLE reales* (con velocidades de avance no nulas y velocidades de escaneo en régimen rizado). Los resultados son muy buenos en la zona central cuando el láser se encuentra justo encima del punto del material donde se mide la temperatura, donde se producen las temperaturas más altas, las de temple, pero con bastante distorsión durante el calentamiento y el enfriamiento. Este hecho puede ser debido a que al trabajar desenfocando el haz una distancia de 40 mm no se sabe con exactitud el diámetro y forma del haz láser en ese plano y en la simulación se introduce una estimación del valor.

CAPÍTULO IV.

VALIDACIÓN DE LA SOLUCIÓN DE TLE PARA SU USO EN LA INDUSTRIA.

A lo largo de este capítulo se presentan los resultados del desarrollo integral propuesto para proceso de TLE junto con la puesta a punto final del proceso y la predicción de resultados en dureza y capa templada. Para ello se comienza realizando el ajuste del control PID de temperatura mediante simulaciones numéricas, validándolo mediante ensayos experimentales con distintas constantes de control. Además, se explica un modelo de predicción de dureza y reblandecimiento a alta temperatura en el solapamiento de trayectorias que se valida con resultados experimentales en diferentes materiales. Para acabar se presentan los resultados sobre dos piezas con geometrías 3D, una matriz de fundición nodular para el proceso de estampación y unas válvulas de inyección del motor de acero especial para válvulas.

IV.1. SOLUCIÓN DE TLE PROPUESTA PARA SU USO INDUSTRIAL

La puesta a punto final de un proceso de fabricación depende de la pieza que se quiera manipular tanto en características geométricas como en material o estado superficial. Por ello, tras una puesta a punto general del proceso de TLE, en este capítulo además de explicar los ensayos realizados sobre piezas industriales se añaden dos apartados de ajuste final del proceso y de predicción de resultados para poder optimizar las variables finales del proceso.

En primer lugar se explica cómo se ha realizado el ajuste del control PID para un material determinado. Este ajuste de las constantes del control se basa en la simulación numérica del control y depende del material utilizado. En el Apartado IV.4.2 se volverá a realizar el ajuste ya que el material a ensayar es una fundición y la medida de temperatura difiere considerablemente.

A continuación se explica un modelo de predicción de durezas y de capa templada que evalúa los posibles resultados del proceso de TLE para optimizar trayectorias, solapamientos entre pasadas y parámetros de proceso como temperatura de temple, velocidad de avance o velocidad de escaneo.

Por último se presentan los resultados sobre dos piezas test con geometrías no planas aptas industrialmente para el temple superficial. Estas piezas son una matriz de fundición nodular para el proceso de estampación y unas válvulas de inyección cilíndricas sobre acero especial para válvulas.

IV.2. AJUSTE DEL CONTROL PID DE TEMPERATURA BASADO EN LA SIMULACIÓN NUMÉRICA DEL PROCESO GLOBAL.

A la hora de poner a punto un ensayo real es necesario ajustar las constantes proporcional, integral y derivativa del control de temperatura implementado en la máquina de TLE.

Con la finalidad de evitar o minimizar los ensayos necesarios durante el ajuste de los parámetros del control de temperatura real se ha modelizado una simulación del control. En este caso, debido a su complejidad, ya que no existe una ecuación de transferencia única que rijan el comportamiento real del proceso de TLE, se ha usado como ecuación de transferencia el modelo de simulación numérica LATHEM (Anexos) al que se le ha integrado el control de temperatura simulado.

El resultado de introducir el control de temperatura en la simulación térmica se observa en la Fig. IV.1. donde la pieza sin control de temperatura sufre un sobrecalentamiento y el área de la zona templada va aumentando a medida que avanza el proceso. En este caso se ha simulado una pieza con poco espesor para que se aumenten los efectos de la falta del control.

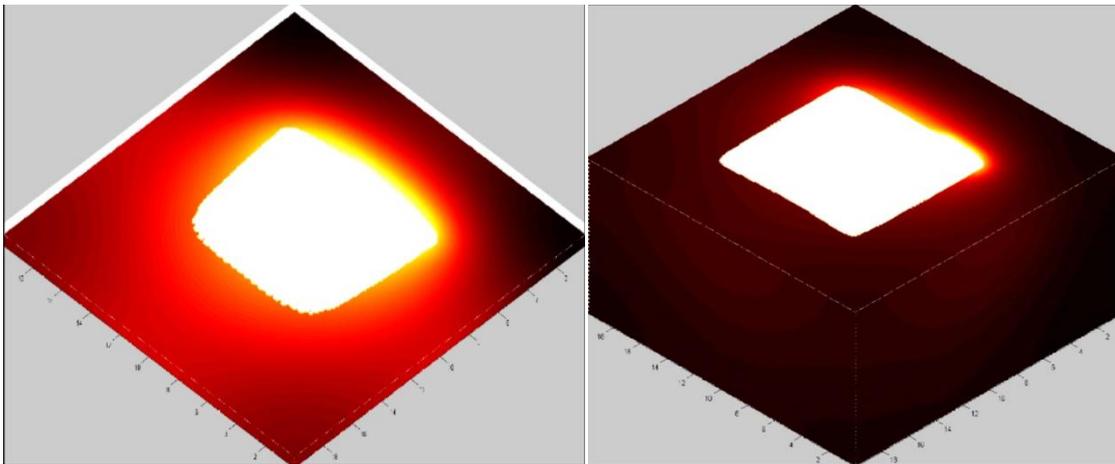


Fig. IV.1: Izq. Simulación térmica del proceso de TLE sin control de temperatura; Dcha. Simulación térmica del proceso de TLE con control de temperatura

La simulación del conjunto (proceso + control) es una herramienta muy útil para obtener las constantes del control. Esta simulación se puede realizar mediante distintas técnicas [Zhang, 2010] pero en este caso un modelo numérico

discretizado en el tiempo y en el espacio se considera la forma más realista de obtener la ecuación de transferencia del proceso o, lo que es lo mismo, de conseguir un valor de temperatura en la superficie de la pieza en función de la potencia introducida por el haz láser.

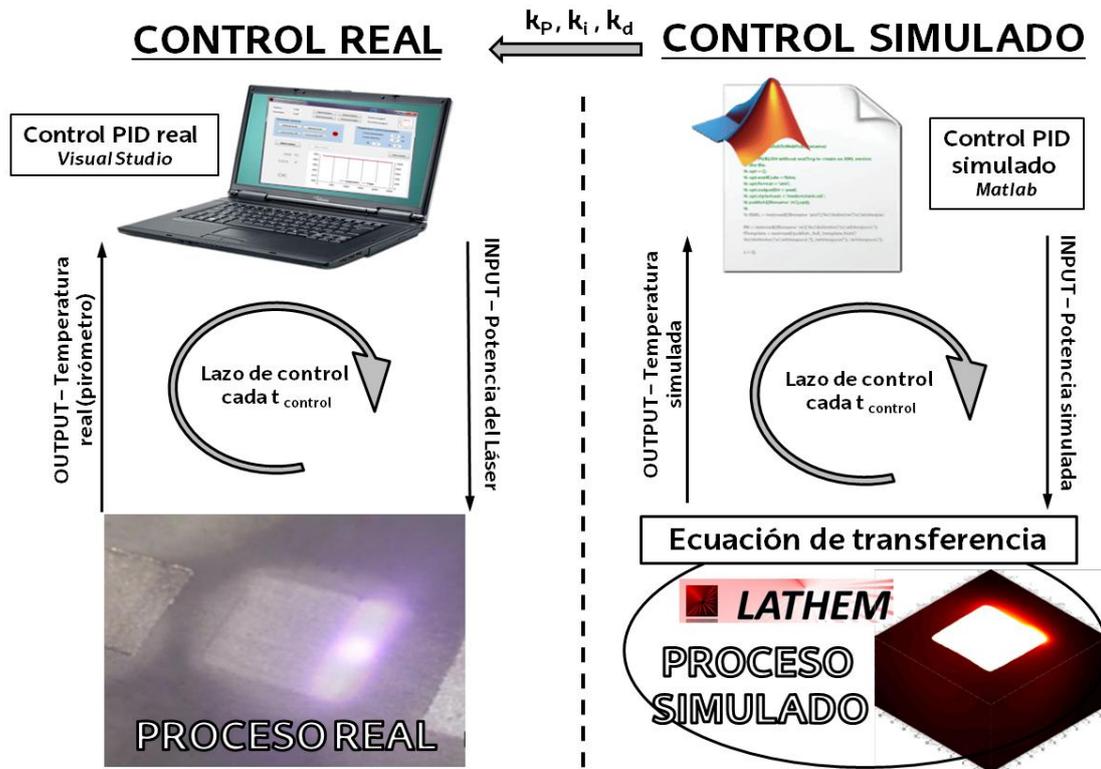


Fig. IV.2: Esquema con las equivalencias entre el control simulado y el control real

En el esquema de la Fig. IV.2 se observan las distintas relaciones y equivalencias entre el conjunto real y el conjunto simulado. El control y el proceso simulado son códigos programados íntegramente en Matlab® que se intercambian información cada periodo de control donde la ecuación de transferencia que alimenta al control simulado es el programa de simulación numérica LATHem. En cambio, en el conjunto real el proceso de TLE de la pieza es la ecuación de transferencia que alimenta al control digital programado en un ordenador y cuyas constantes se sintonizan previamente con el conjunto (control + proceso) simulado.

IV.2.1. Implementación del control simulado

Para la programación del control simulado se ha seguido el esquema de la Fig. IV.3 en el que al programa de simulación numérica LATHEM se le introduce el valor de potencia que se obtiene del control simulado. Como primer valor de potencia se introduce la potencia programada por el usuario como máxima que no debería de sobrepasar el proceso en ningún momento. Por otro lado, para el control simulado se ha utilizado la misma ecuación del control real (Ec. III.10). Tras un tiempo de simulación equivalente al tiempo de control se recoge un valor de temperatura que se utiliza para obtener el error de temperatura que posteriormente se introduce en el siguiente ciclo al control simulado y así sucesivamente en toda la trayectoria y duración del ensayo de TLE.

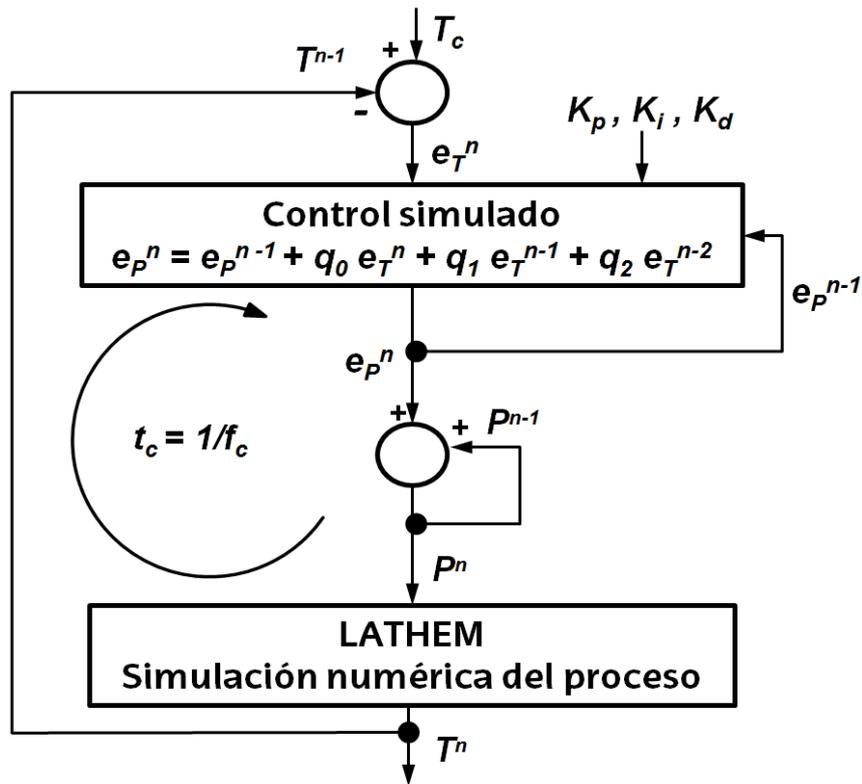


Fig. IV.3: Esquema con la programación del control simulado.

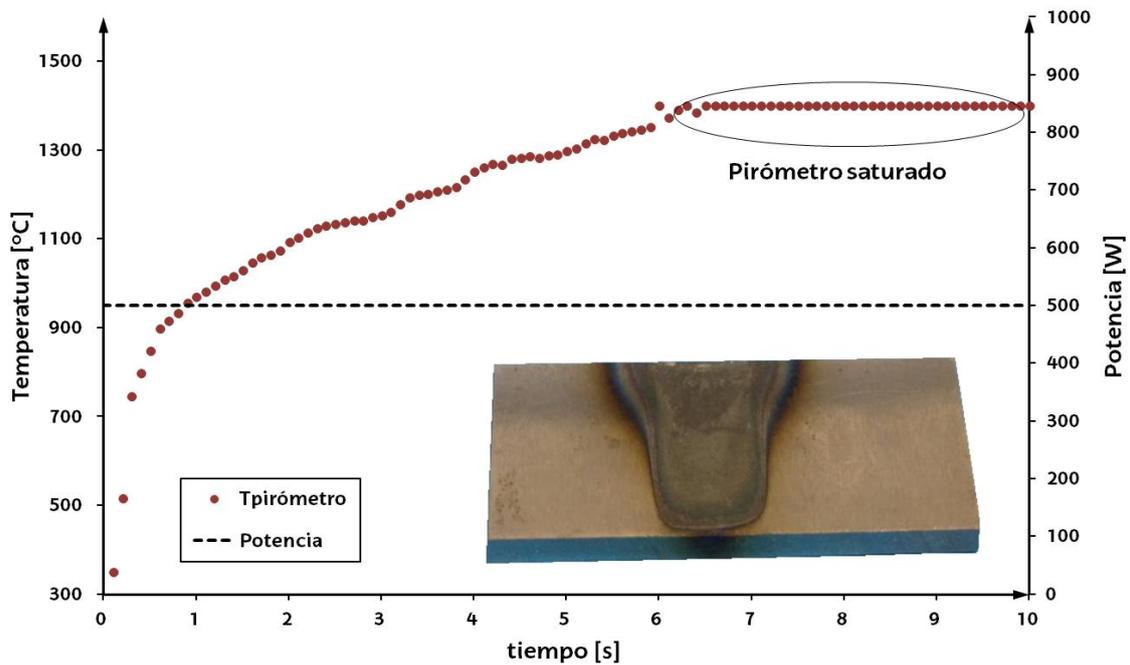
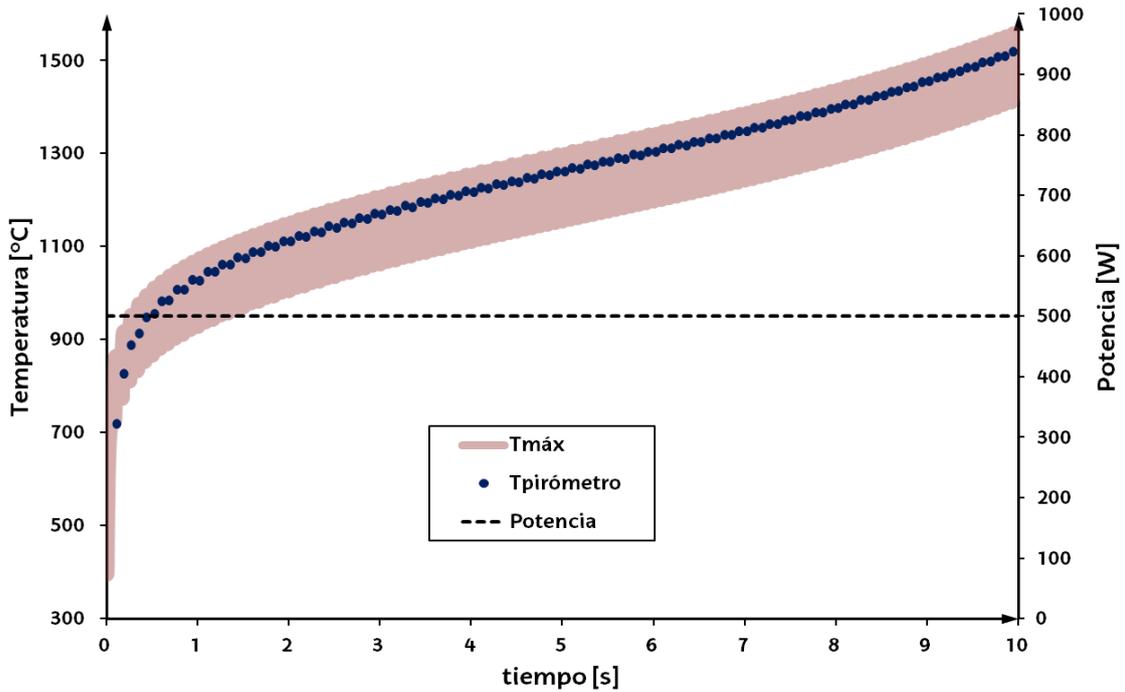
IV.2.2. Ajuste y validación de las constantes del control

El ajuste de las constantes del control se ha realizado basándose en los métodos de sintonización propuestos por Ziegler - Nichols [Aström, 2004]. Básicamente el método de sintonización utilizado consiste en programar la constante integral y la derivativa a cero e ir incrementando poco a poco la constante proporcional desde un valor muy bajo hasta llegar a un valor límite en el cual la señal de salida oscila indefinidamente entre un valor mínimo y un máximo. Así, la constante proporcional se establece aproximadamente a la mitad de este valor límite. A continuación se incrementa el valor integral para que la salida siga a la entrada en el tiempo. Y finalmente se incrementa la constante derivativa para que la salida sea lo suficientemente rápida para alcanzar su consigna tras una variación brusca de temperatura.

En este caso los ajustes se han realizado para el acero al carbono DIN Ck45, un control proporcional con la parte derivativa y sin la acción integral ha sido suficiente para llegar a los resultados deseados.

A continuación se muestran distintas gráficas con la potencia y la temperatura del control real por un lado y las del control simulado por otro. Junto con la gráfica de temperatura y potencia correspondientes al control real se muestra una fotografía del ensayo.

Para comenzar se ha realizado un ensayo de TLE sin control. Durante la simulación numérica (Fig. IV.4) y el ensayo real (Fig. IV.5) se observa como la potencia se mantiene constante y la temperatura aumenta continuamente. De esta manera hay una zona sin templar al comienzo del ensayo y una zona fundida en la última parte debida a un sobrecalentamiento de la pieza. En el ensayo real se observa un tramo de temperatura constante al final de la gráfica pero es debido a que se llega al límite de medición del pirómetro que se encuentra en 1350°C.



Tras el ajuste de las constantes se estima como valor óptimo la constante proporcional (k_p) de 1,6, la constante derivativa (k_d) de 0,05 y un valor nulo de la constante integral (k_i). A continuación, se muestran los resultados del ensayo simulado (Fig. IV.6) y del ensayo real (Fig. IV.7) obtenidos con este ajuste. Las dos gráficas se asemejan bastante. En lo que respecta a la potencia va disminuyendo

a lo largo del ensayo ya que la pieza se va calentando y por ello no es necesaria tanta potencia para mantener una temperatura constante en la superficie. Además, la temperatura llega a la de consigna rápidamente y al comienzo del ensayo no se observa un pico de temperatura demasiado elevado que pueda fundir esa zona de la pieza.

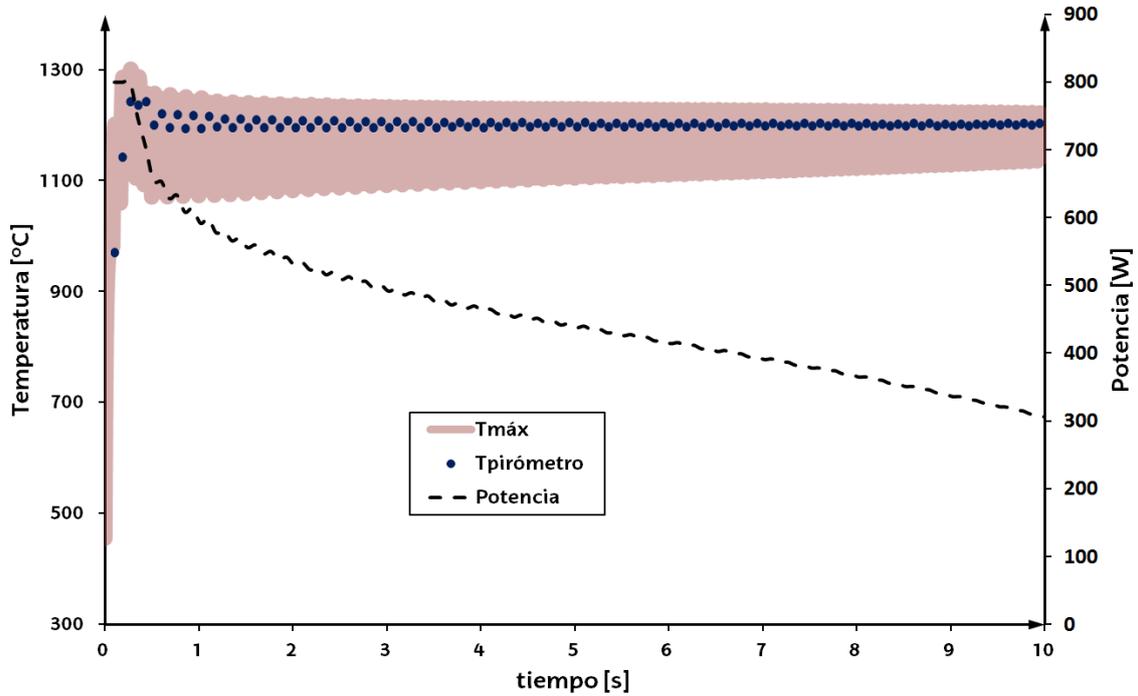


Fig. IV.6: Simulación del control ($k_p = 1.6$, $k_d = 0.05$, $k_i = 0$, $T_{PID} = 1200$ °C y $P_{PID} = 800$ W)

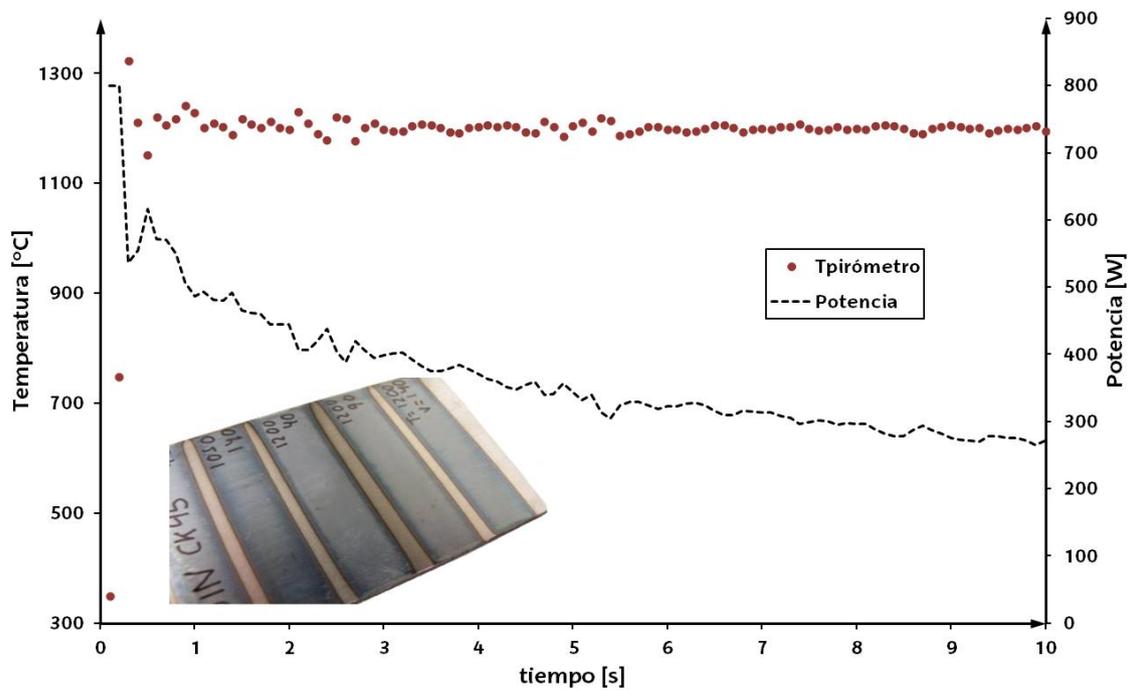


Fig. IV.7: Gráfica del control real ($k_p = 1.6$, $k_d = 0.05$, $k_i = 0$, $T_{PID} = 1200$ °C y $P_{PID} = 800$ W)

Tras el ajuste de la constante proporcional y de la derivativa los resultados del control son los deseados y se estima que para este acero no es necesario programar la parte integral.

En la validación del método utilizado para simular el proceso de TLE y su control se han realizado una serie de ensayos con valores no óptimos de la potencia programada y de la constante proporcional para determinar la similitud con los parámetros óptimos cuando estos no son los más idóneos.

En primer lugar se ha variado la constante proporcional hasta un valor de 10, tres veces mayor que el valor límite en el cual la señal de salida de temperatura empieza a oscilar. En este caso en las dos gráficas, la simulada de la Fig. IV.8 y la real de la Fig. IV.9, se observan variaciones inestables de temperatura y valores de potencia controlada muy fluctuante entre el valor máximo y cero. Estas inestabilidades provocan que en la zona a templar del ensayo real se observen partes donde no se ha templado y zonas en las que se ha fundido material.

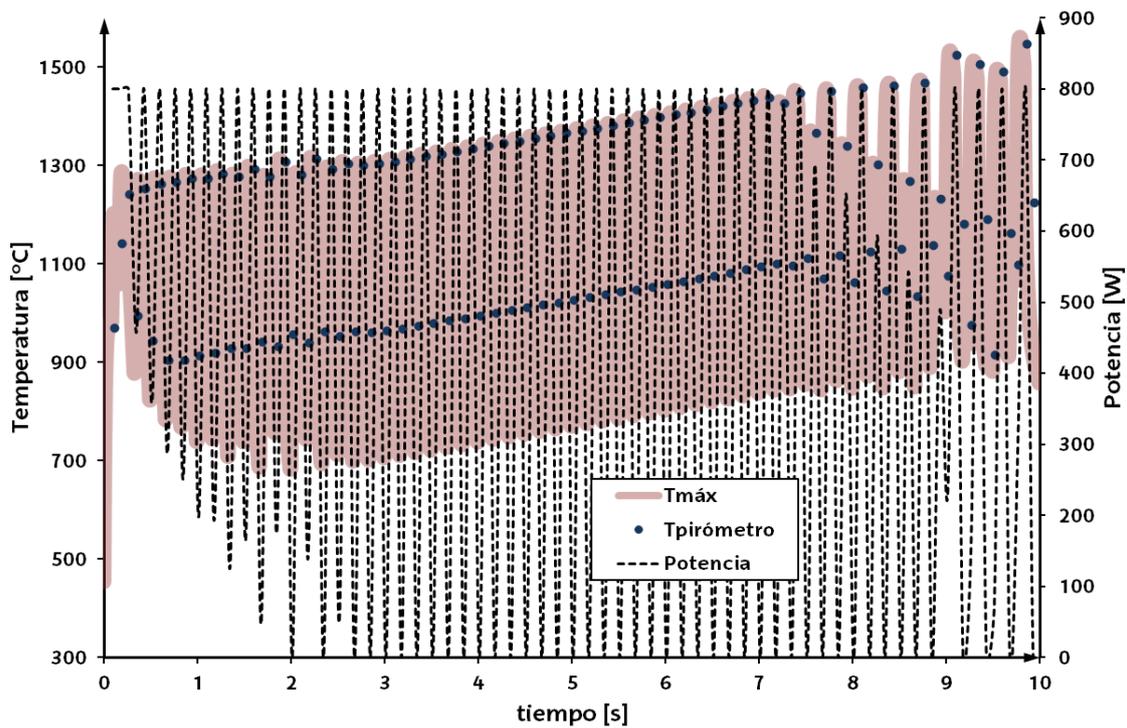


Fig. IV.8: Simulación del control con $k_p = 10$, $T_{PID} = 1200$ °C y $P_{PID} = 800$ W.

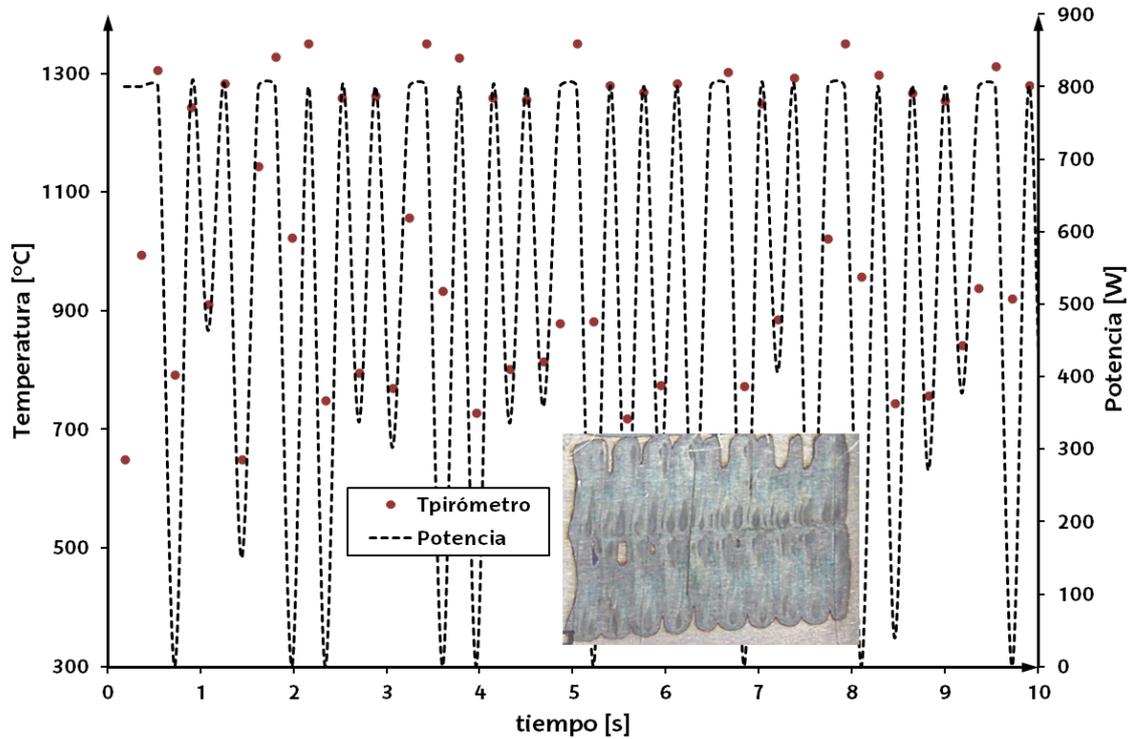


Fig. IV.9: Gráfica del control real con $k_p = 10$, $T_{PID} = 1200$ °C y $P_{PID} = 800$ W.

Por otro lado, si la constante proporcional es demasiado baja el control se realiza lentamente (Fig. IV.10). En este caso no hay tiempo para bajar la potencia lo suficiente y estabilizar la temperatura en la temperatura de consigna. Por ello, la temperatura sigue aumentando hasta fundir parte de la superficie. El resultado es similar al de un ensayo de TLE realizado sin control de temperatura.

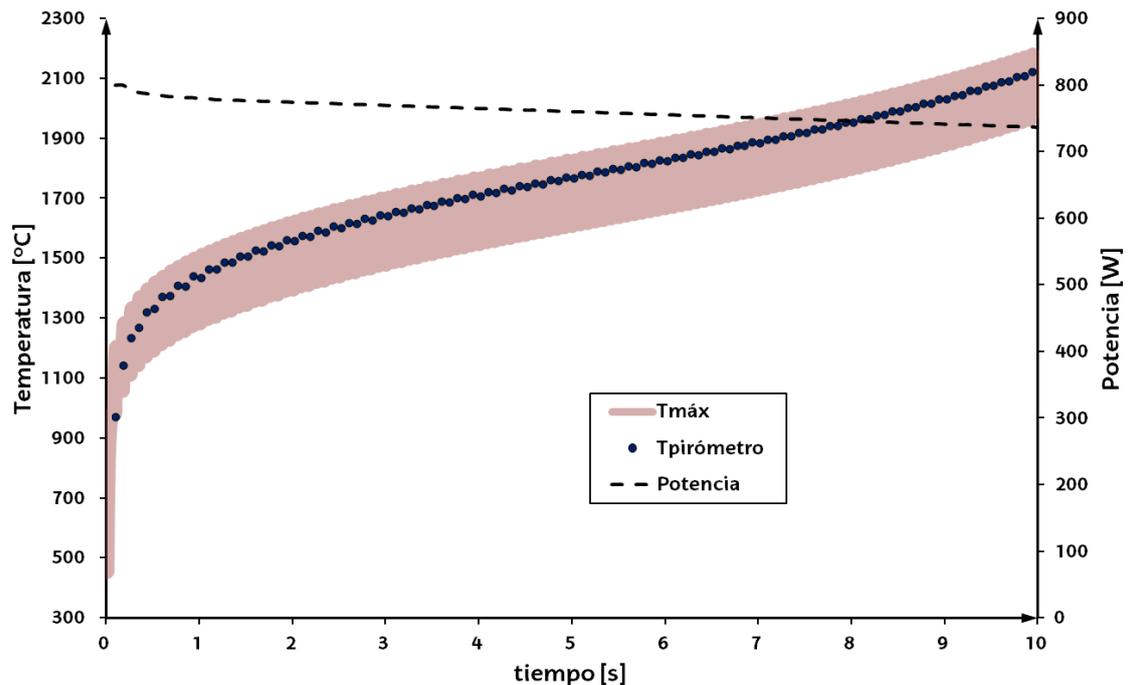


Fig. IV.10: Simulación del control con $k_p = 0.05$, $T_{PID} = 1200$ °C y $P_{PID} = 800$ W

La programación de una potencia de consigna (P_{PID}) demasiado baja provoca que, como se observa en la Fig. IV.11 y en la Fig. IV.12, a potencia máxima (P_{PID}) el tiempo requerido para llegar a la temperatura de consigna es demasiado y se produce al comienzo del ensayo una zona sin templar no deseada.

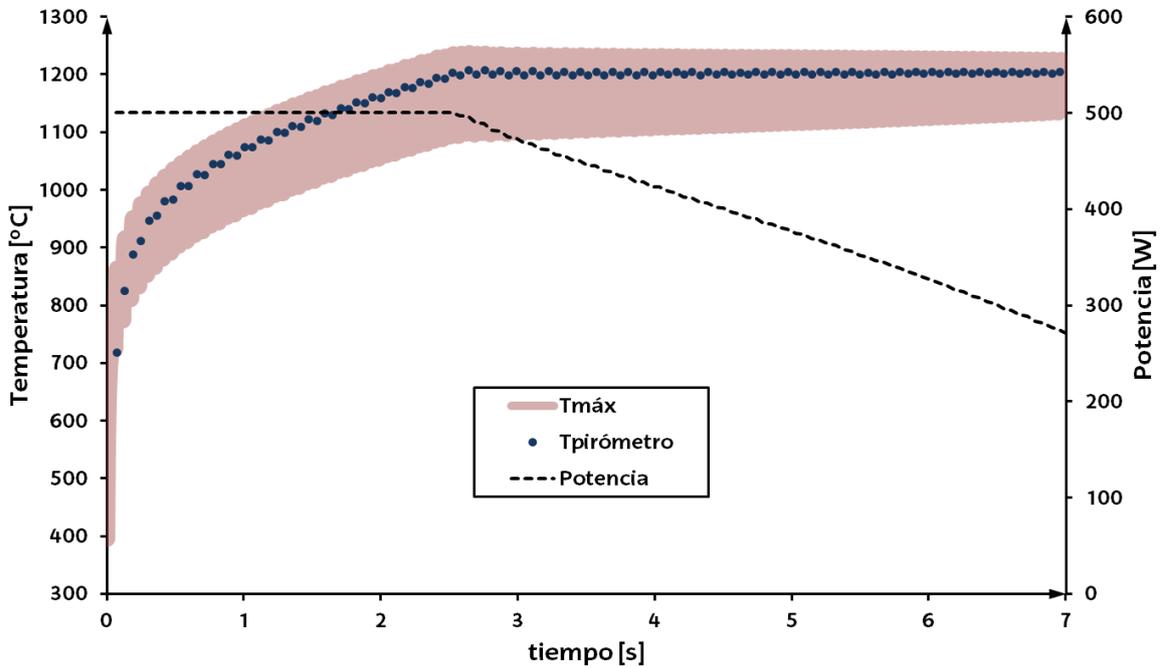


Fig. IV.11: Simulación del control ($k_p = 1.6$, $k_d = 0.05$, $k_i = 0$, $T_{PID} = 1200$ °C y $P_{PID} = 500$ W)

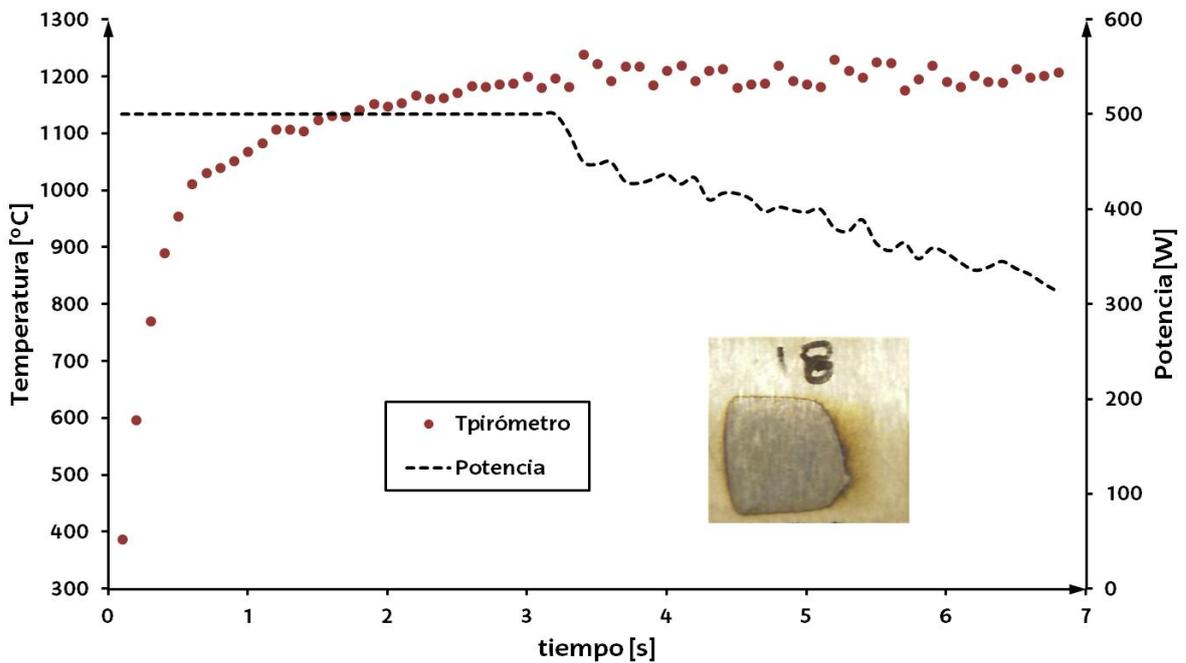


Fig. IV.12: Control real ($k_p = 1.6$, $k_d = 0.05$, $k_i = 0$, $T_{PID} = 1200$ °C y $P_{PID} = 500$ W)

Por último, se quiere comentar que aunque las gráficas reales y simuladas se parezcan en tendencia y que las dos lleguen correctamente a la temperatura de consigna, requisito indispensable para el control de la temperatura, la potencia que se obtiene en el control simulado es siempre menor que la potencia que se introduce en el control real del láser durante el ensayo de TLE. Esto es debido a que en el proceso real no toda la potencia es absorbida por la pieza, hay pérdidas de potencia por distintos factores. En cambio, durante la simulación se ignoran las pérdidas que son en principio desconocidas y se introduce directamente como potencia absorbida la que se obtiene en el control simulado.

IV.3. PREDICCIÓN DE LA DUREZA, CAPA TEMPLADA Y EFECTOS DEL SOLAPAMIENTO DE TRAYECTORIAS.

En general, la dureza de la capa superficial de una pieza depende de los siguientes factores: de la composición y las fases de las que está compuesta la superficie del material, del tamaño de grano del material y del aplastamiento de la superficie debido a fuerzas externas, como pueden ser las resultantes tras el proceso de bruñido por deformación [Rodríguez, 2015].

En este apartado se va a estudiar, en base a las fases resultantes, la dureza final en una pieza tras el proceso de TLE, ya que la principal consecuencia de un proceso de temple es un cambio en la composición y/o fases del material. En este caso, para la predicción de la dureza se usan simulaciones numéricas y no se consideran los efectos de tamaño de grano y de deformación o aplastamiento en la superficie debido a fuerzas externas.

Así, para poder predecir la dureza y la capa templada mediante simulación numérica tras el proceso de TLE se debe conocer previamente lo que le ocurre al material con la temperatura tras un calentamiento brusco además de las fases resultantes tras el enfriamiento.

Para ello, en un primer apartado se estudia la simulación numérica junto con los parámetros de cambio de fase para un material determinado. Tras esto, y en base a simulaciones numéricas, se predice la dureza final en todo el espesor templado y se compara con ensayos experimentales. Adicionalmente, se considera el revenido a altas temperaturas que se genera entre pasadas de avance y que, normalmente, obtiene como resultado una bajada de dureza considerable e indeseable.

Estos apartados se van a estudiar principalmente para el acero al carbono DIN Ck45. Para acabar, se estudia el comportamiento de un acero de herramientas para trabajo en frío cuya composición está constituida por una gran cantidad de carburos.

Las características de los equipos empleados se describen en el Apartado III.3.1. Cabe destacar que los ensayos y las simulaciones numéricas se realizan a temperatura constante en la superficie de la pieza. Para obtener esta temperatura constante en los ensayos experimentales se trabaja con el control de la potencia

del láser en lazo cerrado (Apartado III.3.4, Fig. III.23). Por otro lado en las simulaciones numéricas se ha trabajado de la misma forma, integrando en la simulación un control PID como el que se explica en el Apartado III.5.1.

Los valores de los parámetros utilizados en la simulación numérica y en los ensayos experimentales se muestran en la Tabla IV.1.

Tab. IV.1: Parámetros utilizados en las simulaciones numéricas y en los ensayos experimentales para la predicción de dureza

Parámetro	Valor [Unidades]
Potencia del láser	Variable con el control de temperatura [W]
Diámetro del haz láser	1,2 [mm]
Temperatura de control	1100 [°C]
Vel. de avance de la máquina	120 [mm/min]
Vel. de escaneo	1000 [mm/s]
Anchura templada	12 [mm/pasada]
Área solapada	10 - 25 - 40 [%]
Material de pieza	DIN Ck45 - (DIN X135CrMoV12)

IV.3.1. Simulación numérica del ensayo

Para la modelización de la dureza tras el proceso de TLE en primer lugar se simula numéricamente el campo térmico y las fases resultantes. En la simulación del campo térmico se ha utilizado el modelo numérico explicado en los Anexos al que se le han introducido ecuaciones de cambio de fase difusivas en estado sólido con su balance energético correspondiente. De esta forma es posible obtener en todo el espacio temporal y en cada zona de la pieza las distintas fases de material que aparecen durante el proceso de TLE junto con su porcentaje.

Además, en la simulación numérica se ha introducido el control de temperatura con el ajuste que se muestra en el Apartado IV.2.2 para mantener en todo momento la temperatura de la superficie constante en un valor de consigna.

Por otro lado, para la simulación de la dureza en todos los puntos de la pieza y para el acero DIN Ck45, se ha añadido en la simulación la Ec. IV.1. Con esta ecuación se determina que la dureza final equivalente es una suma de la dureza que le aporta cada fase, o lo que es lo mismo, una suma de la fracción unitaria

existente de cada fase (perlita, ferrita y/o martensita) por la dureza individual de cada fase.

$$HV_{equi} = HV_{ferr} \cdot f_{ferr} + HV_{perl} \cdot f_{perl} + HV_{mart} \cdot f_{mart} \quad Ec. IV.1$$

En lo que respecta a la dureza individual de cada fase, se supone que durante los ensayos la dureza de la ferrita (HV_{ferr}) es de 95 HV, y la dureza de la perlita (HV_{perl}) es de 282 HV. Estos dos valores se mantienen constantes. Por el contrario, la dureza de la martensita (HV_{mart}) se supone un valor constante de 750 HV en una pasada única pero en la zona de solapamiento de trayectorias, debido al revenido, es variable en función de la temperatura a la que se llega en la segunda pasada del láser. Esta variación se obtiene mediante el parámetro de Hollomon - Haffe (H_p) tabulado en la Tabla IV.2 en función del registro de temperaturas producido durante el ensayo. El parámetro H_p y el método de obtención de la dureza para la martensita revenida se explica más adelante en la sección de este apartado con el título de: "Simulación del revenido en el solapamiento de trayectorias".

En lo que respecta a la fracción unitaria de cada fase, la fracción inicial de ferrita (f_{ferr}), de perlita (f_{perl}) y de martensita (f_{mart}) se suponen respectivamente: 0.25, 0.75 y 0. Estos datos se han obtenido con la dureza del material base y de las curvas de enfriamiento que proporciona el suministrador del acero. Además, este dato se ha corroborado midiendo la cantidad de perlita y ferrita en una probeta de material atacada químicamente (Fig. IV.13).

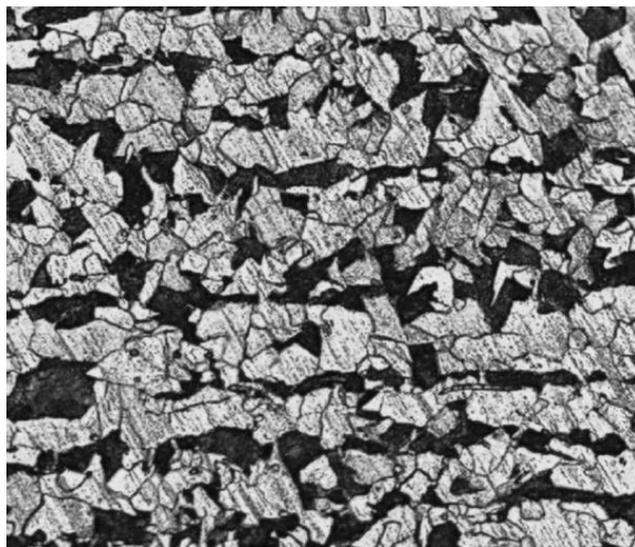


Fig. IV.13: Composición inicial del acero DIN Ck45 ($f_{ferr} = 0,25$, $f_{perl} = 0,75$ y $f_{mart} = 0$)

Por otro lado, la fracción final de cada fase tras la simulación del proceso de TLE depende de las transformaciones del material en estado sólido durante el calentamiento y el sucesivo enfriamiento. Esto se explica más adelante en una sección de este apartado con el título de: "Simulación de los cambios de fase".

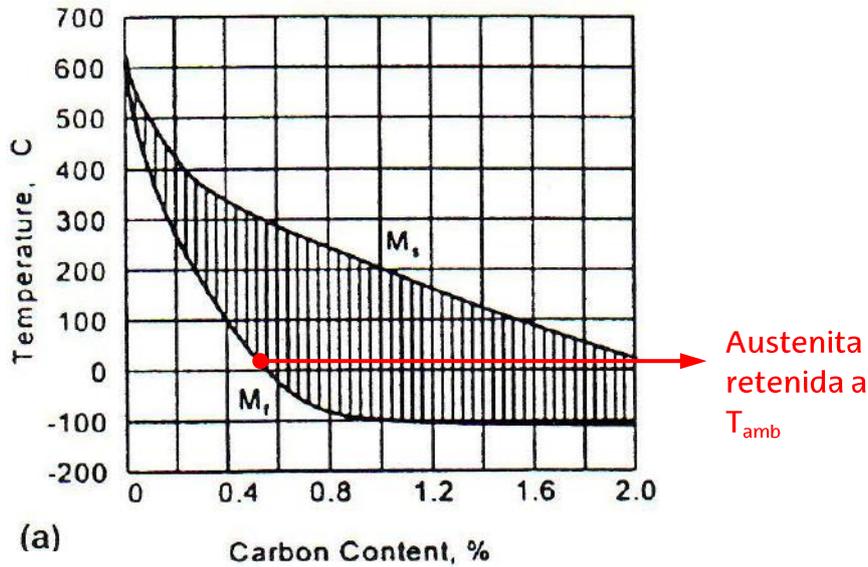


Fig. IV.14: Dependencia de la temperatura de los puntos de formación de martensita con el contenido en C para aceros poco aleados [Tottem, 1997]

En concreto, para el acero estudiado, debido a los rápidos enfriamientos que se producen y debido a que la línea inferior de formación de martensita (M_f) está por encima de la temperatura ambiente, se supone que toda la austenita al enfriarse se convierte en martensita sin la aparición de austenita retenida. En la Fig. IV.14 se observa una gráfica con las líneas de temperatura de formación de martensita con respecto al contenido en carbono [Tottem, 1997].

Con todo esto, el resultado final de la simulación numérica de dureza y capa templada se muestra en la Fig. IV.15. En la Fig. IV.15: Izq. se muestra la dureza en un corte transversal de una pasada única del láser en dirección de avance y, en la Fig. IV.15: Dcha. se muestra la dureza resultante tras un solapamiento trayectorias con una zona central de revenido a altas temperaturas. Así, la dureza varía desde los 235 HV del material base hasta triplicarla con 750 HV en el centro de la línea templada.

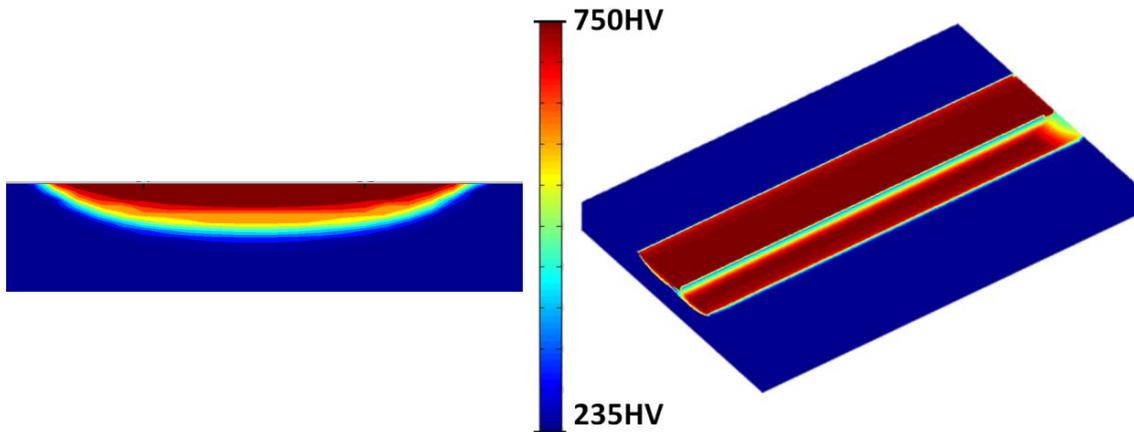


Fig. IV.15: Izq. Simulación de dureza en un corte transversal y pasada única; Dcha. Simulación de dureza en el solapamiento de trayectorias

Simulación de los cambios de fase

Durante el calentamiento de la pieza se producen cambios de fase en estado sólido que además de robar energía del calentamiento son los que determinan el nivel de temple que ha adquirido la pieza. En la Fig. IV.16: Izq. se observa que a medida que se calienta la pieza en una curva dilatométrica el volumen varía debido a la diferencia de densidad entre las distintas fases [Oliveira, 2007]. Además, en la Fig. IV.16: Dcha. se observa que las temperaturas donde comienzan y acaban los cambios de fase no son constantes, aumentan con la velocidad de calentamiento [Bala, 2007]. Por otro lado, a pesar de ser cambios de fase difusivos la duración no es la misma.

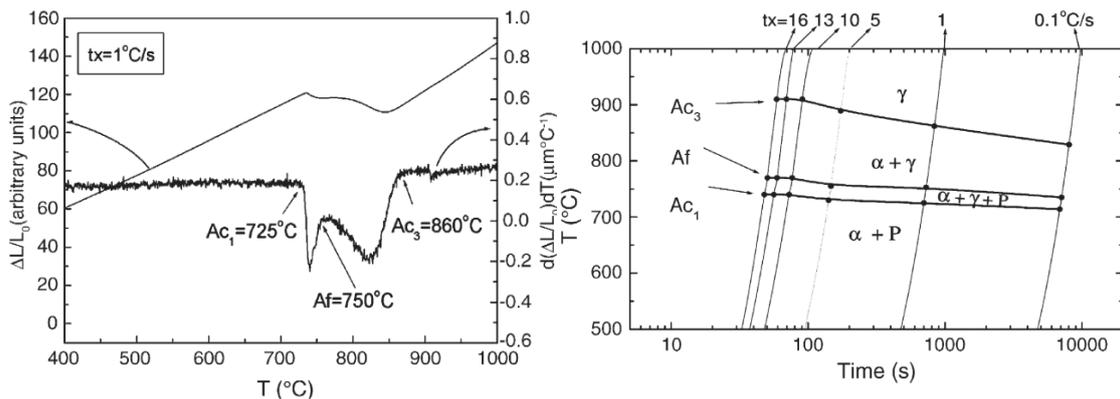


Fig. IV.16: Izq. Cinética de la formación de la austenita para un acero de bajo contenido en carbono; Dcha. Curva dilatométrica y gráfica TTT [Oliveira, 2007]

Para la simulación de estos cambios de fase difusivos [Anexo A.2.4] y determinar el porcentaje de cada fase se introducen en el modelo numérico las ecuaciones de JMA (Jonshon - Melh - Avrami). Estas ecuaciones se corresponden con las curvas TTT (Temperatura - Tiempo - Transformación).

Por otro lado, previamente a la simulación numérica del proceso se deben de ajustar las variables de las ecuaciones para el material con que se esté trabajando. Para el ajuste de los parámetros y obtener las curvas TTT se han realizado unos ensayos previos como los del Apartado III.5.2 que se observan en la Fig. III.43. Durante el calentamiento del acero al carbono con el que se está trabajando se producen dos transformaciones en estado sólido: de perlita a austenita y de ferrita a austenita. Estas dos transformaciones se han introducido en la simulación numérica y sus parámetros se han ajustado hasta obtener las curvas TTT que proporcionen los mismos puntos de comienzo y de finalización de las transformaciones a distintas velocidades de calentamiento. O, lo que es lo mismo, se han ajustado los parámetros para que las curvas de calentamiento durante un pulso láser (real y simulada) coincidan.

En la Fig. IV.17 se observan las curvas TTT que se producen durante el calentamiento del acero DIN Ck45: de perlita a austenita y de ferrita a austenita. Estas curvas son las que se introducen en la simulación del proceso de TLE para modelizar en cada instante temporal la fracción de perlita, ferrita o austenita - martensita que se obtienen en todas las zonas de la pieza y así determinar la dureza final.

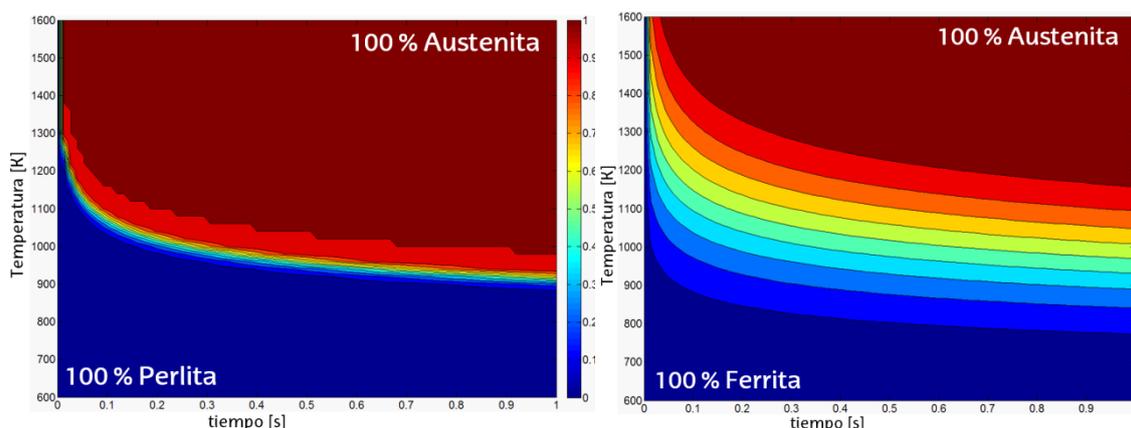


Fig. IV.17: Curvas TTT de conversión de perlita y de ferrita a austenita

Simulación del revenido en el solapamiento de trayectorias

Durante el proceso de TLE a veces es inevitable realizar un solapamiento en las trayectorias de avance. Este solapamiento produce un decremento considerable de dureza en la zona del solapamiento debido a un revenido incontrolado a altas temperaturas.

Por otro lado, el parámetro de Hollomon - Jaffe (H_p) es capaz de caracterizar el revenido ya que estudia el efecto sobre el material de un tratamiento térmico durante un periodo concreto a una temperatura determinada. Este parámetro se utiliza para comparar los procesos activados térmicamente, como es el revenido, y describe una equivalencia en resultados para distintos tiempos y temperaturas [Brooks, 1996]. Así, la dureza de la martensita tras el revenido (martensita revenida) depende de la temperatura y del tiempo del tratamiento. Por ello, se puede conseguir la misma pérdida de dureza manteniendo el tratamiento de revenido mucho tiempo a baja temperatura que con altas temperaturas y poco tiempo de tratamiento.

El parámetro de Hollomon - Haffe y su relación con el tiempo y la temperatura del tratamiento se muestran en la Ec. IV.2. Donde "T" es la temperatura absoluta del tratamiento en Kelvin, "C" es una constante diferente para cada material y "t" es el tiempo en horas del tratamiento suponiendo que el tratamiento es isoterma.

$$H_p = \frac{T}{1000} \cdot (C + \log(t)) \quad \text{Ec. IV.2}$$

En la Tabla IV.2 se representan los valores de dureza tras el revenido de 1 hora a distintas temperaturas obtenidas de la curva de revenido suministrada por el fabricante para el acero DIN Ck45 [Thyssenkrup, 2016]. Junto con estos datos se representa un parámetro equivalente de Hollomon - Haffe para cada valor de dureza tras el revenido de una pieza templada con el 100 % de martensita. Este parámetro se ha obtenido evaluando la Ec. IV.2 para distintos tiempos y temperaturas de tratamiento a partir de las curvas experimentales.

Tab. IV.2: Curva de revenido [Thyssenkrup, 2016] y H_p para el acero DIN Ck45

Temperatura °C / K	Dureza (HV)	H_p (C = 18; 1 hora)
50°C / 323 K	750	5.814
100°C / 373 K	615	6.714
125°C / 398 K	595	7.164
150°C / 423 K	579	7.614
200°C / 473 K	545	8.514
250°C / 523 K	498	9.414
300°C / 573 K	451	10.314

Introduciendo la ecuación de Hollomon - Haffe (Ec. IV.2) en la simulación numérica se obtiene la dureza de la martensita tras una segunda pasada láser en las zonas donde se ha formado martensita en la primera pasada del láser y que en la segunda pasada se han calentado pero no han llegado a la temperatura de austenización. Para ello se obtiene el parámetro H_p en todos los puntos de la pieza con las temperaturas de la simulación numérica y en las zonas que cumplen las condiciones enumeradas, se introduce un valor de dureza de la fase martensita que se corresponde con su H_p equivalente de la Tabla IV.2.

Como resumen se puede afirmar que con el mismo valor de H_p se obtiene una dureza equivalente de la fase martensita. Se genera el mismo valor de dureza a temperaturas altas y poco tiempo de tratamiento que a temperaturas más bajas y más tiempo de tratamiento.

IV.3.2. Resultados de dureza sin solapamiento de zonas templadas

Los resultados de la dureza simulada y de la dureza medida mediante micro - durezas en un corte transversal a la zona templada mediante el proceso de TLE se muestran en la Fig. IV.18. Además, se representa la fracción de cada fase (f_{ferr} , f_{perl} y f_{mart}) obtenidas por el modelo mediante las ecuaciones de cambio de fase en estado sólido de JMA (gráficas TTT) cuyos parámetros han sido obtenidos experimentalmente.

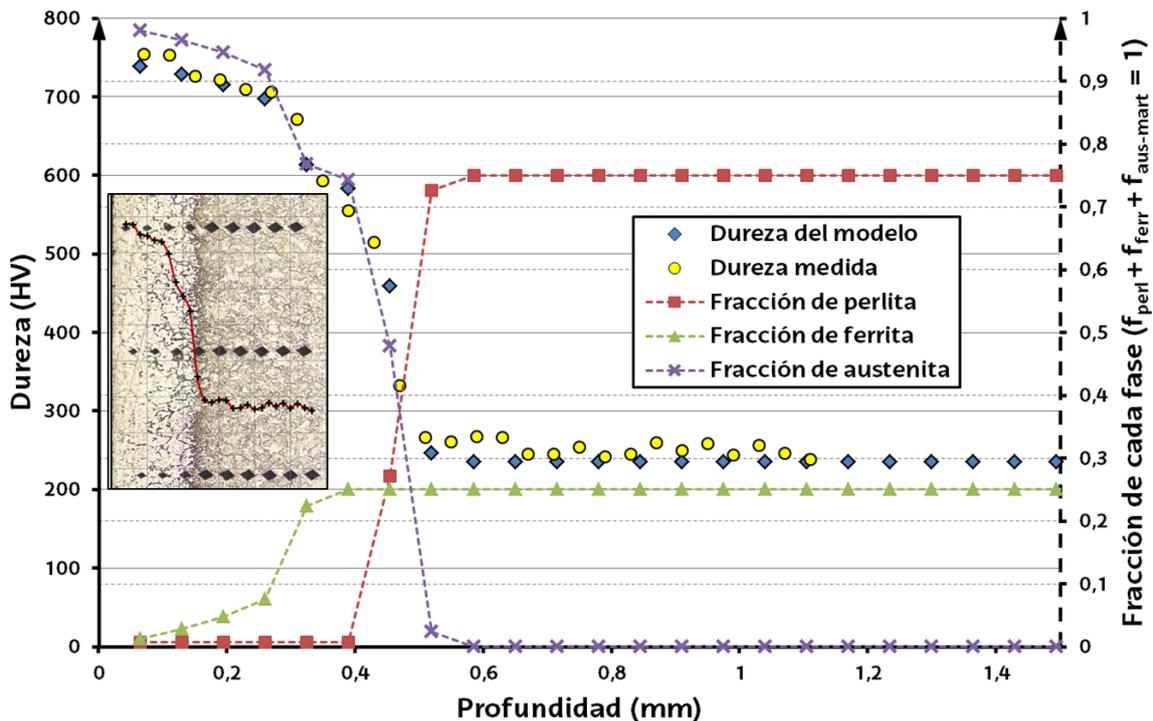


Fig. IV.18: Valores de dureza medida junto con los valores de dureza y fracciones de cada fase obtenidas por el modelo en función de la profundidad

Con los resultados mostrados se puede afirmar que el modelo numérico desarrollado es capaz de predecir con resultados aceptables la dureza durante el proceso de TLE. Esto es debido a dos factores. Por un lado a la implementación de un lazo de control de la temperatura que la mantiene constante en la superficie y, por otro lado, a un buen ajuste de los parámetros de cambio de fase mediante ensayos experimentales previos.

IV.3.3. Resultados de dureza en las zonas de solapamiento entre trayectorias

Los resultados de dureza a lo largo de la superficie de dos trayectorias láser obtenidas por el modelo y las medidas en los ensayos experimentales con un solapamiento 10 % y a 150 μm bajo la superficie se muestran en la Fig. IV.19. Como principal resultado se puede observar que la dureza en la zona revenida a altas temperaturas desciende desde los 750 HV a valores cercanos a los 350 HV.

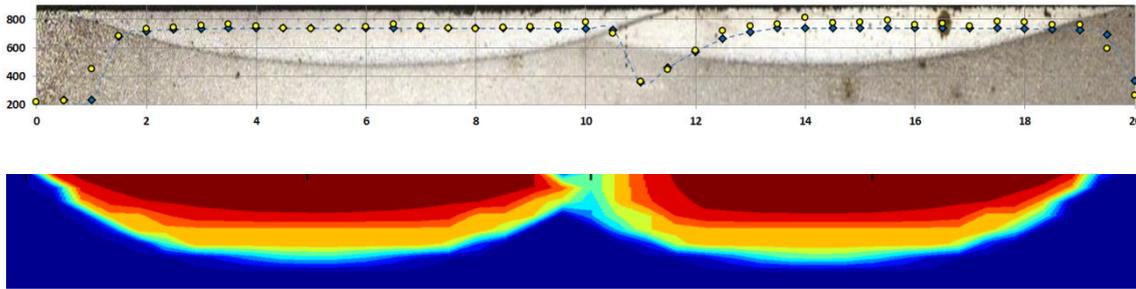


Fig. IV.19: Dureza medida y simulada en el acero DIN Ck45 con solapamiento del 10 %

A pesar de los buenos resultados entre la dureza modelada y la dureza medida experimentalmente el reblandecimiento por revenido a alta temperatura no cumple con las especificaciones de dureza establecidas para el proceso de temple y, por lo tanto, para el proceso de TLE. Este valor de dureza no admisible ocurre en todos los solapamientos considerados. Así, en la Fig. IV.20 se observa que los resultados de bajada de dureza en la zona revenida en un solapamiento del 40 % son similares a los de la Fig. IV.19 con un solapamiento del 10 %.

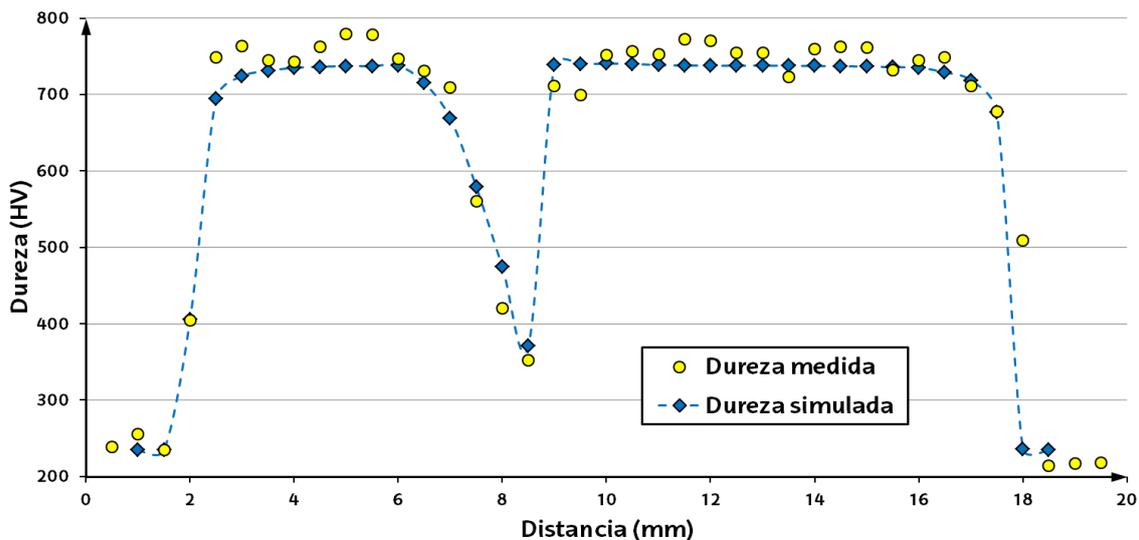


Fig. IV.20: Dureza medida y simulada en el acero DIN Ck45 con solapamiento del 40 %

Para acabar se puede observar una pequeña diferencia entre los valores de dureza del modelo y los valores de dureza de los ensayos experimentales en el acero al carbono DIN Ck45. Esta diferencia se debe principalmente al error cometido durante la medida experimental de las micro - durezas.

IV.3.4. Resultados de dureza en un acero de herramientas para trabajo en frío, DIN X135CrMoV12

Por último, para evaluar el revenido a alta temperatura en el solapamiento de dos trayectorias de temple por láser sobre el acero de herramientas para trabajo en frío DIN X135CrMoV12 se ha utilizado la misma metodología que la utilizada para el acero al carbono DIN Ck45.

El acero de herramientas para trabajo en frío DIN X135CrMoV12 además de estar formado por perlita, ferrita y martensita, es un acero aleado (con un 11,3 % de Cr) y contiene un 1,55 % de C. Esto provoca que por un lado se formen gran cantidad de carburos [Maalekian, 2007], principalmente de Cr, y que tras el temple se forme austenita retenida.

En la curva de revenido del acero de herramientas se muestra una zona a altas temperaturas en la que la dureza en vez de disminuir aumenta localmente (Fig. IV.21). A este efecto se le denomina endurecimiento secundario a altas temperaturas. Para este acero la curva de revenido es la suma de tres efectos: la curva de revenido de la martensita, el incremento de dureza debido a la precipitación de los carburos y, finalmente, la transformación de la austenita retenida en martensita. Un revenido complejo y difícil de estudiar si se hace estudiando por separado cada efecto. Lo que no es el caso debido a que se recurre a la curva global de revenido.

Así, como se muestra en la Fig. IV.21, la curva de revenido de los dos aceros estudiados es muy diferente, siendo la dureza del acero de herramientas mucho más estable a altas temperaturas. Por ello, los aceros con endurecimiento secundario a altas temperaturas de revenido muestran un mejor comportamiento ante el descenso de dureza provocada en el solapamiento de trayectorias.

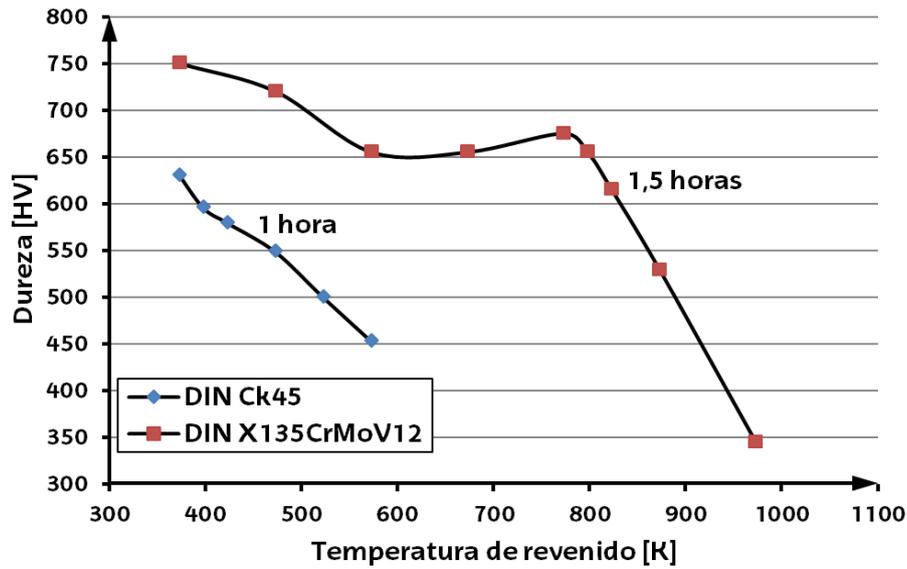


Fig. IV.21: Diferencias entre las curvas de revenido para el acero DIN Ck45 y el DIN X135CrMoV12

En la Tabla IV.3 se representan los valores de dureza tras el revenido de 1,5 horas a distintas temperaturas obtenidas de la curva de revenido suministrada por el fabricante para el acero DIN X135CrMoV12 [Thyssenkrup, 2016]. Junto con estos datos se representa el parámetro equivalente de Hollomon - Haffe que se corresponde con un valor de dureza. Este parámetro se ha obtenido evaluando la Ec. IV.2 para distintos tiempos y temperaturas de tratamiento a partir del valor de las curvas experimentales.

Tab. IV.3: Curva de revenido [Thyssenkrup, 2016] y parámetro H_p para el acero DIN X135CrMoV12

Temperatura °C / K	Dureza (HV)	H_p (C = 19; 1,5 hora)
100°C / 373 K	750	6,78
200°C / 473 K	720	8,60
300°C / 573 K	655	10,41
400°C / 673 K	655	12,23
500°C / 773 K	675	14,05
525°C / 798 K	655	14,50
550°C / 823 K	615	14,96
600°C / 873 K	529	15,87
700°C / 973 K	345	17,69

Por otro lado, en la Fig. IV.22 se comparan los resultados de dureza del modelo numérico con los resultados de los ensayos experimentales. En general el resultado no es muy bueno pero el valor de la dureza en la zona de solapamiento de trayectorias mejora considerablemente con respecto al acero DIN Ck45. Esta mejora de dureza en la zona de revenido a alta temperatura provoca que el acero de herramientas pueda entrar dentro del rango de durezas que se imponen en las especificaciones de fabricación del proceso de temple por láser o del proceso de TLE.

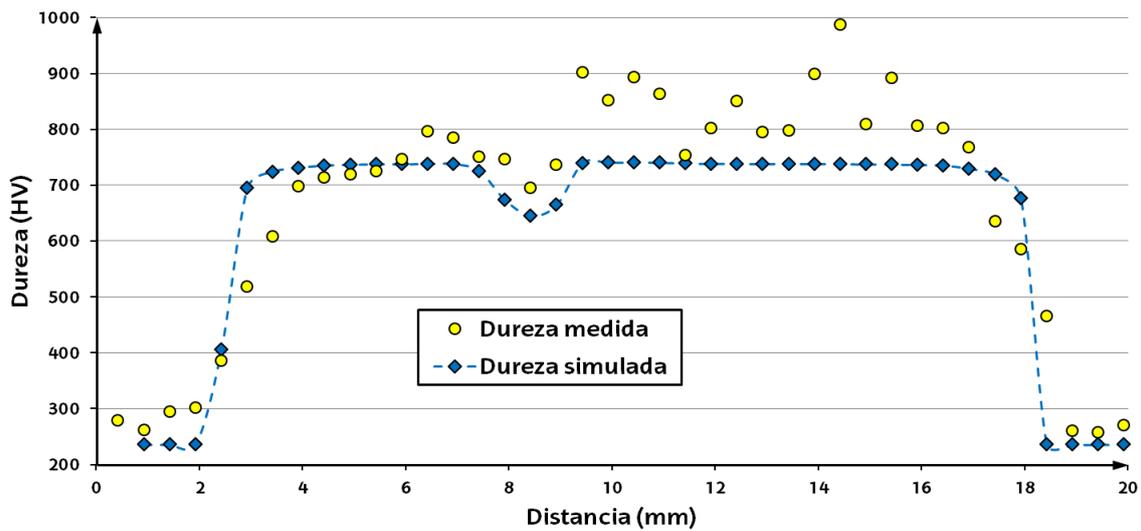


Fig. IV.22: Dureza medida y simulada en el acero DIN X135CrMoV12 con un solapamiento del 40 %

Para los aceros de herramientas las transformaciones de fase durante el calentamiento son más complejas que para el acero DIN Ck45, ya que se forman y se disuelven una gran cantidad de carburos. Estas transformaciones no están tan definidas como las que se producen durante el calentamiento de un pulso láser en un acero poco aleado. Por ello, el ajuste de los parámetros de JMA que posteriormente se introducen en la simulación numérica no es tan preciso. Por otro lado, la variabilidad en las medidas de micro - durezas de los ensayos experimentales es mayor. Esto es debido a que la gran cantidad de carburos dentro de la matriz metálica dificulta una medida homogénea de micro - durezas.

IV.4. EVALUACIÓN DEL PROCESO DE TLE MEDIANTE EL TEMPLE DE PIEZAS TIPO

IV.4.1. Válvulas de inyección cilíndricas sobre acero especial

En el presente apartado se desarrolla el proceso de TLE sobre los vástagos de unas válvulas de asiento. Estas válvulas se utilizan en motores de pistones para abrir y cerrar las lumbreras de admisión y de escape en la culata de cilindros. Son piezas críticas en un motor por lo que se fabrican con un acero especial para válvulas, en este caso es el X456CrSi9 - 3. En la Fig. IV.23 se observa la geometría de las válvulas que están formadas por un largo vástago con un disco que cierra los conductos de admisión y de escape.



Fig. IV.23: Geometría de las válvulas de inyección

En primer lugar se han realizado ensayos sobre la zona cilíndrica y tras conseguir las condiciones óptimas se han templado las ranuras de forma circular.

Estrategias de templado y condiciones óptimas del proceso

Para el templado de los vástagos de las válvulas se han utilizado dos tipos de estrategias. La primera estrategia (Fig. IV.24: Izq.) se basa en un movimiento del eje X de la máquina más una rotación a alta velocidad del vástago (Eje C). Esta estrategia no tiene movimiento de los ejes del escáner y al realizar los primeros ensayos se ha observado que el eje rotacional de la máquina no tiene suficiente velocidad de giro para realizar el temple de la superficie por lo que se descarta desde un principio. La segunda estrategia (Fig. IV.24: Dcha.) se basa en un

movimiento de escaneo como el utilizado hasta ahora en los ensayos del proceso de TLE al que se le incorpora un movimiento de avance mediante la rotación del Eje C.

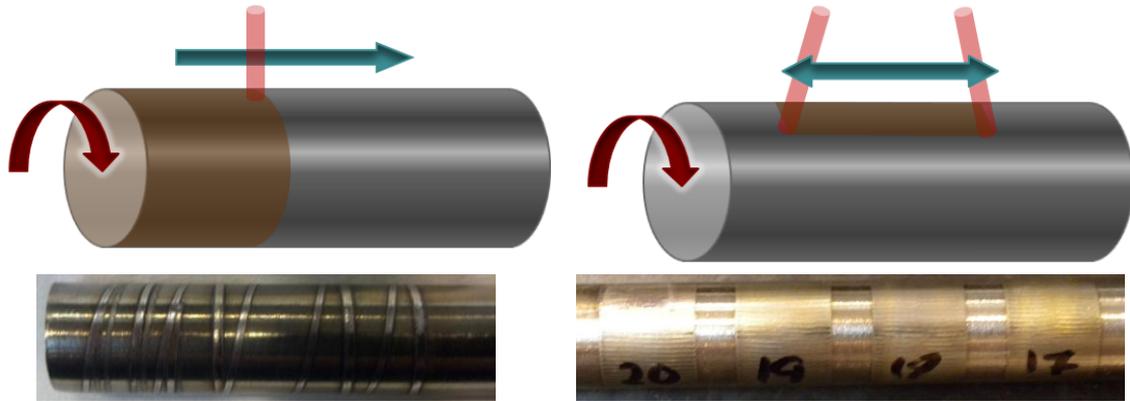


Fig. IV.24: Izq. Estrategia sin movimiento de escaneo; Dcha. Estrategia con movimiento de escaneo

Por otro lado, se han realizado pruebas integrando el control de temperatura y sin control de temperatura. Los resultados sin control de temperatura (Fig. IV.25: Izq.) son inadmisibles debido a que la capa templada no es constante, En ocasiones, al tener poca masa para evacuar el calor, el sobrecalentamiento ha sido excesivo y no se ha producido la formación de martensita debido a un enfriamiento excesivamente lento. Por el contrario, utilizando el control de temperatura (Fig. IV.25: Dcha.) el espesor templado es constante a lo largo de toda la periferia del vástago.

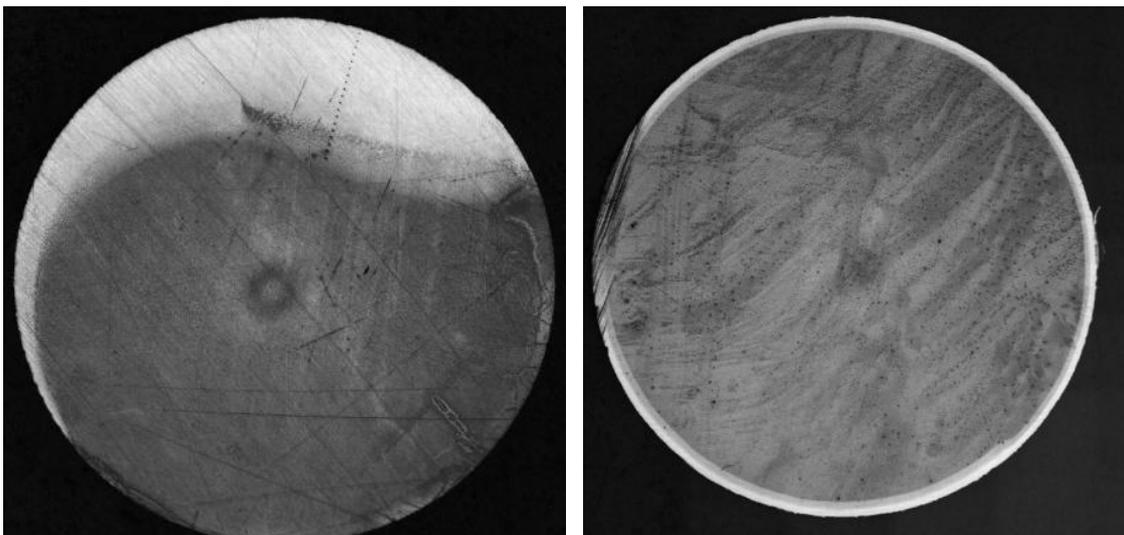


Fig. IV.25: Izq. Capa templada sin control de temperatura; Dcha. Capa templada con control de temperatura

En cuanto a los resultados obtenidos de dureza y de espesor templado se pueden observar en la figura Fig. IV.26. El espesor templado en la dirección transversal es constante y no sobrepasa las 200 μm . Estas condiciones de espesor templado constante y poco profundo es debido a que por las condiciones de poca masa de la pieza para la conducción o evacuación del calor se ha trabajado en un régimen de proceso rizado. En cuanto a los valores de dureza, se han obtenido durezas que doblan la dureza del material inicial.

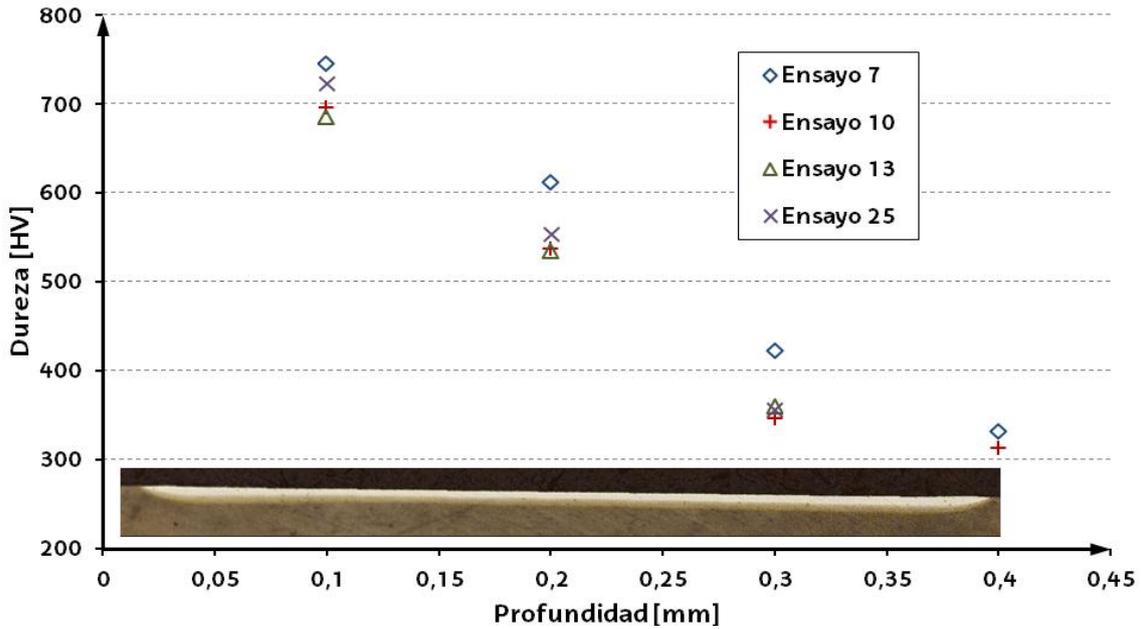


Fig. IV.26: Resultados de dureza y profundidad templada en diferentes ensayos

Dureza en el área final de solapamiento

En este caso con la estrategia utilizada existe un área de solapamiento de trayectorias de avance que es el principio y el final de la trayectoria de cierre del cilindro. En esta zona hay un revenido a alta temperatura como ocurre con la zona de solapamiento entre pasadas de avance explicada en Apartado II.2.7. En este caso realizando ensayos de microdurezas en el solapamiento entre el comienzo y final de la trayectoria de temple (Fig. IV.27: Dcha.) no se ha observado un reblandecimiento excesivo debido al revenido a altas temperaturas. Esto se debe a que la curva de revenido (Fig. IV.27: Izq.) tiene un endurecimiento secundario como ocurre con el acero de herramientas modelado en el Apartado IV.3.4.

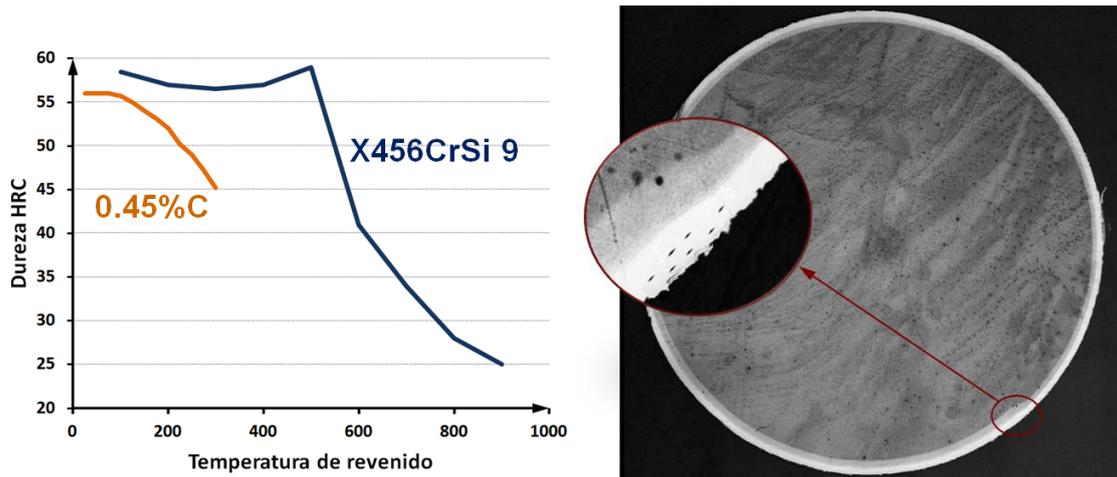


Fig. IV.27: Izq. Curvas de revenido de un acero al carbono y del acero especial para válvulas X456CrSi - 9; Dcha. Microdurezas en la zona de revenido a alta temperatura

Temple de las ranuras cilíndricas

Tras obtener la estrategia y las condiciones óptimas de templado en el vástago de la válvula, el templado de las ranuras cilíndricas se ha realizado con las mismas condiciones de proceso. Así, el resultado es el obtenido en la Fig. IV.28. En ella se observa que el espesor templado es constante ($\approx 200 \mu\text{m}$) y que el templado del fondo de la ranura es correcto. Las paredes de la ranura se encuentran sin templar ya que a partir de un cierto ángulo el láser no incide en la superficie de la pieza y la zona no se calienta lo suficiente para llegar a la austenización.

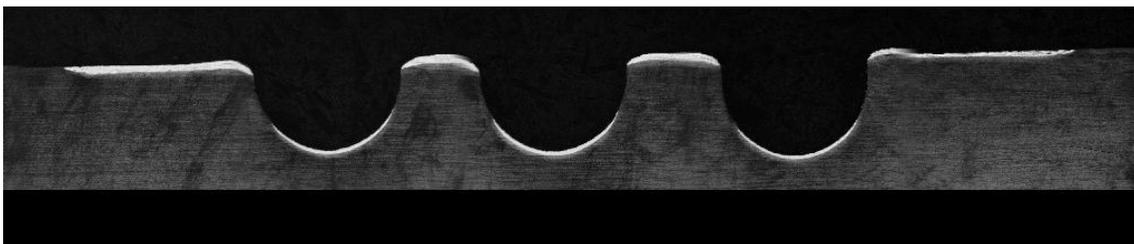


Fig. IV.28: Resultados del temple de las ranuras para la contención de anillos

IV.4.2. Pieza test de estampación con geometría compleja sobre fundición nodular

Como ejemplo de aplicación de la integración del sistema se han templado mediante el proceso de TLE los bordes de doblado de una matriz de estampación de chapa. Previamente al templado de la pieza se han ajustado las variables del control de temperatura para la fundición nodular y se han realizado unos ensayos de caracterización del proceso de TLE sobre este material para obtener los parámetros óptimos de trabajo.

Control de temperatura sobre fundición nodular

El principal problema durante el proceso de TLE sobre fundición nodular ha sido el control de la temperatura durante el proceso. La fundición GGG70L se caracteriza por estar compuesta por unas esferas de grafito de hasta 100 micras de diámetro. Si estas esferas se encuentran sobre la superficie donde incide el láser, se crean zonas en la superficie de la pieza donde se absorbe más cantidad de radiación láser que en el resto y se dan picos de temperatura bastante elevados que desestabilizan el control. Para evitar esto se ha vuelto a sintonizar el control con parámetros diferentes a los válidos para otros tipos de aceros que no presentan una superficie tan poco homogénea.

En la Fig. IV.29 y en la Fig. IV.30 se observa cómo tras estas inestabilidades al control le cuesta tiempo volver a la temperatura de consigna que en este caso son 1000°C. Estas inestabilidades provocan zonas sobrecalentadas que no entran dentro de las especificaciones del proceso.

Así, para el caso de una fundición nodular, además de la parte proporcional y derivativa del error es necesario tener en cuenta la parte integral.

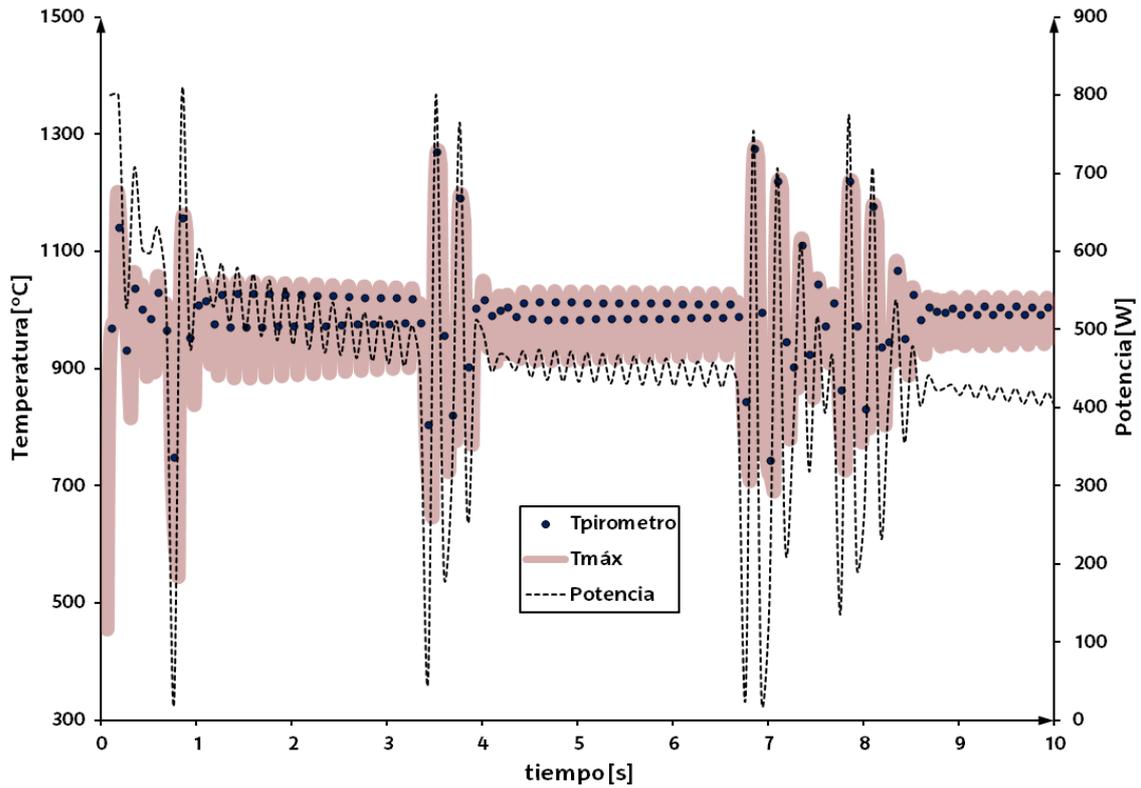


Fig. IV.29: Simulación del control sobre fundición nodular con $k_p = 1.6$, $k_d = 0.05$, $k_i = 0$, $T_{PID} = 1000^\circ\text{C}$ y $P_{PID} = 800\text{ W}$

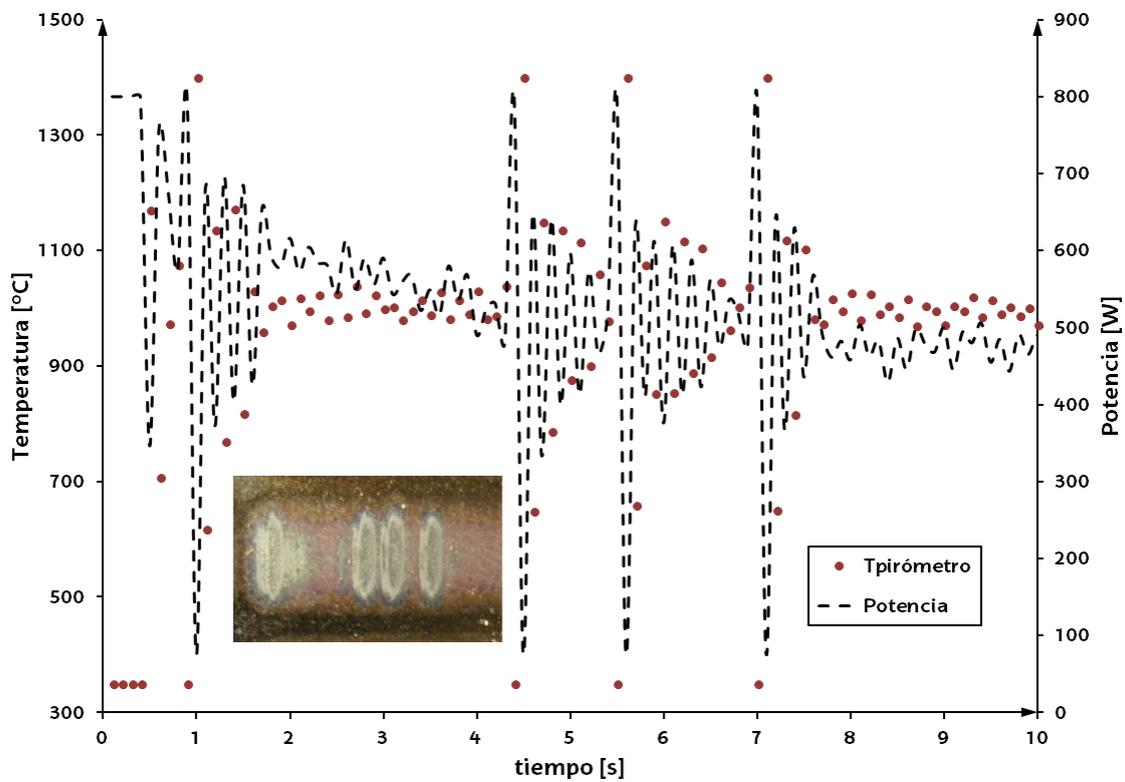


Fig. IV.30: Gráfica del control real sobre fundición nodular con $k_p = 1.6$, $k_d = 0.05$, $k_i = 0$, $T_{PID} = 1000^\circ\text{C}$ y $P_{PID} = 800\text{ W}$

Condiciones óptimas para el proceso de TLE sobre fundición nodular

Tras ajustar la parte integral del control de temperatura se han realizado unos ensayos para obtener los parámetros óptimos de temple sobre un tocho de material rectificado de 20 mm de espesor. En los ensayos se han variado las velocidades de avance, las velocidades de escaneo y las temperaturas de control. En la Tabla IV.4 se muestran los parámetros de entrada y los parámetros medidos para el ensayo N°19 junto con una fotografía del resultado. Este ensayo es el que se ha considerado óptimo en cuanto a que el espesor templado sea máximo sin que se sobrecaliente en exceso la pieza.

Tab. IV.4: Parámetros de entrada y salida óptimos para la fundición nodular

Parámetros de entrada		Parámetros de salida	
Velocidad de avance	1 mm/s	Potencia media	425 W
Velocidad de escaneo	500 mm/s	Anchura templada	≈ 13 mm
Desenfoco	40 mm	Profundidad templada	473 μm
Temperatura de control	1200°C	Dureza final	57 HRC
Anchura programada	10 mm	Deformación máx.	4 μm



En la Fig. IV.31 se observan los resultados del ensayo N°19. Se ha obtenido una profundidad templada de casi 500 micras con una dureza media de 57 HRC constante en toda el área templada. Por otro lado, la deformación máxima medida sobre una longitud de 30 mm es de 4 μm positiva en el centro de la línea templada y de 4 μm negativas en los extremos de la línea templada pero en la zona sin templar. Además, se considera que con las mismas condiciones de temple sobre la pieza test real habrá menores deformaciones ya que aunque las tensiones residuales sean las mismas el espesor es mucho mayor en la pieza test.

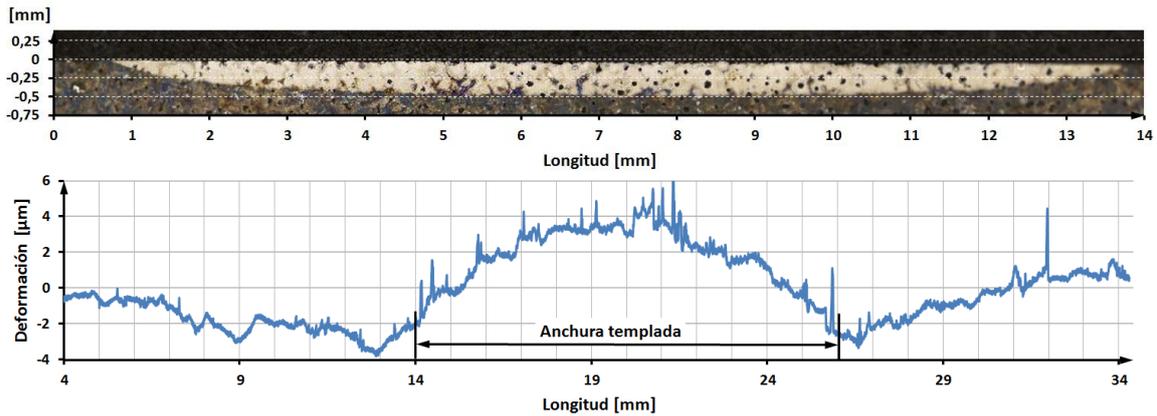


Fig. IV.31: Área templada y deformación resultante sobre una sección transversal del ensayo N° 19

Templado de los bordes de una matriz test para la estampación de chapa

Como ejemplo de aplicación de una pieza real con geometría compleja se han templado mediante el proceso de TLE los bordes de doblado de una matriz de estampación de chapa. Se trata de una pieza test mecanizada en 5 ejes sobre fundición nodular GGG70L a la que se le han realizado radios de acuerdo de 3 mm, 5 mm y 10 mm en distintas zonas de la matriz (Fig. IV.32).

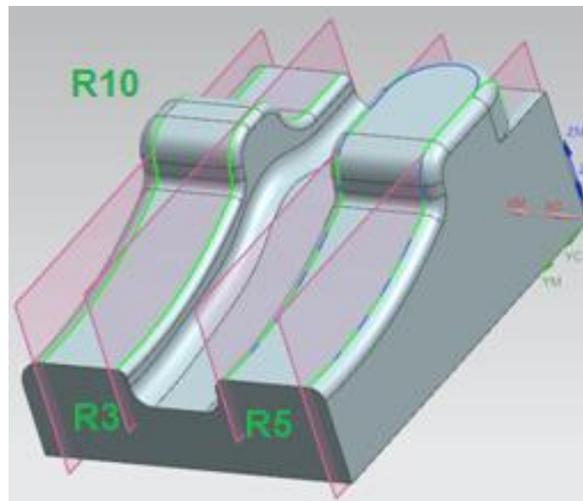


Fig. IV.32: CAD de la matriz de estampación

En cuanto al templado se ha decidido realizar con los 3 ejes lineales, no rotativos, de la máquina más los 2 ejes del escáner. A pesar de que la integración se ha realizado para los 5 ejes de la máquina se ha decidido utilizar sólo tres para observar lo que ocurre cuando el láser incide a cierto ángulo de la superficie, diseñándose zonas en la matriz test donde el haz láser pasa de estar perpendicular a la superficie (a 90°) a estar paralelo de esta (a 0°). En cuanto a los parámetros del

láser, las velocidades y la temperatura del proceso se han utilizado los valores del ensayo N°19 considerado como óptimo en el apartado anterior y cuyas condiciones se resumen en la Tabla IV.4.

El resultado del proceso se observa en la Fig. IV.33, donde se ha obtenido un templado uniforme en las tres trayectorias, sin sobrecalentamientos indeseados. La dureza del material base de 22 HRC ha pasado a 56 HRC en la zona templada. Por otro lado se ha observado que en geometrías con cambios de ángulo no es posible templar en tres ejes ángulos relativos menores de 30 grados con respecto al ángulo del haz láser que le está incidiendo.

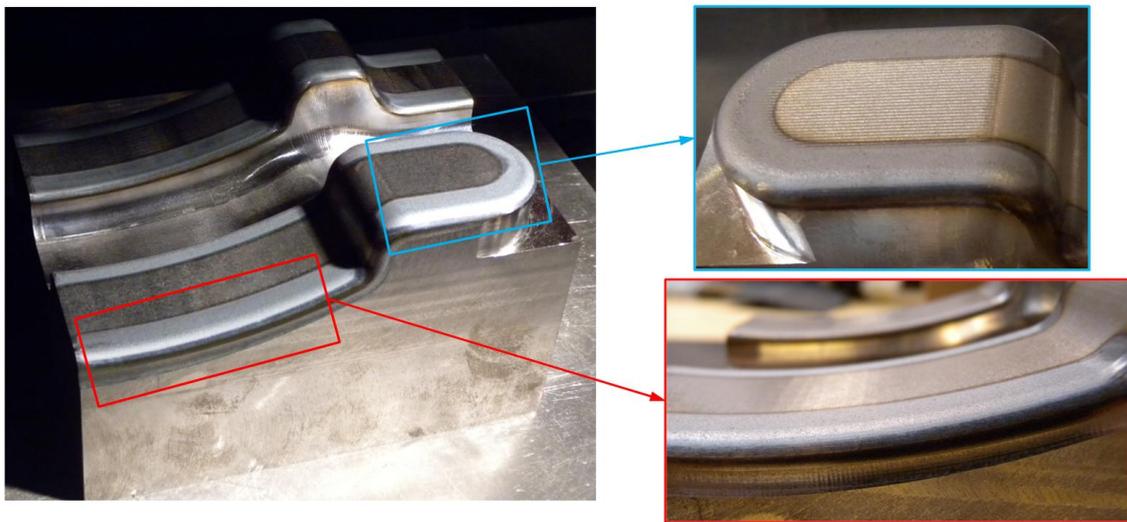


Fig. IV.33: Resultados del proceso TLE sobre los bordes de la matriz test

Por último se observa una profundidad templada que no es constante a lo largo de toda la pieza. Existe un aumento de profundidad templada en los redondeos de los bordes debido a una acumulación del calor ya que, aunque la temperatura de la superficie se mantenga constante, en los bordes la conducción de calor al resto de la pieza es menor por haber menos masa y se acumula más el calor. En este caso la profundidad templada máxima se ha observado en el redondeo de radio 3 mm con una profundidad de casi 2 mm. Por otro lado, en el redondeo de radio 10 mm la profundidad templada es de unas 600 μm .

CAPÍTULO V.

APORTACIONES Y LÍNEAS FUTURAS.

A modo de conclusión, en este capítulo se recoge un resumen de las principales aportaciones del trabajo presentado, así como posibles líneas de trabajo que quedan abiertas a futuro.

V.1. APORTACIONES

Tras la presentación de los antecedentes, el estudio realizado basado en la modelización del proceso, en el ajuste y control de la máquina y en los ensayos experimentales, los resultados más relevantes de este trabajo se pueden resumir en las siguientes aportaciones científicas.

1.- Desarrollo de una metodología para la puesta a punto del proceso de TLE:

La principal aportación de este trabajo ha sido desarrollar una metodología capaz de poner a punto el proceso de TLE basada en la modelización, el control y la experimentación. Mediante una modelización del proceso semi - empírica basada en ensayos experimentales, el estudio de los campos térmicos generados y la puesta a punto del proceso basada en los distintos estudios realizados (como el control de temperatura) se ha conseguido un proceso de TLE versátil e industrial capaz de predecir la dureza y espesor templado.

2.- Identificación experimental y numérica de los regímenes del proceso, regimen rizado y regimen continuo:

En el proceso de TLE se han identificado dos regímenes, el régimen continuo y el régimen rizado. Estos regímenes dependen de la diferencia entre la temperatura mínima y la máxima que se obtiene durante un ciclo de escaneo (el rizado). Con velocidades de escaneo bajas y anchuras de temple altas (a igualdad de temperatura en la superficie y de velocidad de escaneo) el rizado es mayor provocando un espesor de temple mucho menor. Además, la zona templada en el régimen rizado tiende a un espesor constante mientras que en el régimen continuo tiende a la forma semi - ovalada característica del temple por láser convencional.

Estos regímenes han sido estudiados a conciencia experimentalmente y mediante simulaciones numéricas ya que en la bibliografía no se ha encontrado nada similar y se estiman convenientes para una óptima puesta a punto y para el conocimiento del proceso de TLE. El régimen continuo proporciona más espesor templado pero a medida que la frecuencia de ciclo programada es menor se tiende a un régimen rizado.

3.- Simulación térmica del proceso de TLE:

Mediante una mejora significativa en la programación del software LATHEM se ha modelizado térmicamente el proceso de TLE. Para ello se ha cambiado el método de programación a un método matricial. Con este cambio en la programación ha aumentado considerablemente la velocidad de simulación, mejorando los tiempos de simulación en más de dos decimales.

Por otro lado, se ha introducido una fuente de energía en 3D que permite determinar la distribución de energía en intersecciones con geometrías complejas teniendo en cuenta aspectos como trabajar con el láser desenfocado (totalmente necesario en este trabajo).

Además, se ha desarrollado un módulo de importación de geometrías y trayectorias complejas para la simulación del temple sobre piezas reales.

4.- Predicción de la dureza tras el proceso de TLE:

Se ha establecido un método basado en las simulaciones numéricas en las que se incluyen los cambios de fase en estado sólido del material para predecir la dureza de la pieza tras el proceso de TLE. Los buenos resultados de este método en cuanto al valor de dureza y la profundidad de capa templada se deben a dos aportaciones singulares: a una simulación numérica del proceso que integra un control de temperatura y a una obtención de los parámetros de las transformaciones en estado sólido basada en datos experimentales.

5.- Predicción de la bajada de dureza en el revenido a alta temperatura:

Mediante la ecuación de Hollomon - Jaffe, considerando mayores temperaturas y menores tiempos de tratamiento, y las curvas de revenido del material se ha conseguido reproducir la bajada de dureza en el solapamiento entre trayectorias de avance.

Por otro lado se ha observado que si el material considerado adquiere un endurecimiento secundario durante el revenido el descenso de dureza es mucho menor y se puede conseguir que el decremento de dureza en el solapamiento sea menor y que el tratamiento entre dentro de las especificaciones de dureza para el proceso de temple. Se ha observado que los aceros con estos endurecimientos secundarios durante el revenido son aceros aleados con mucho contenido en carbono.

6.- Identificación de las pérdidas de proceso mediante experimentación:

El principal hándicap a la hora de modelar un tratamiento térmico por láser es determinar la absorptividad del material a la radiación láser ya que esta variable durante el tratamiento y depende del material, del estado superficial de la pieza y de la temperatura. Por ello, se ha establecido un método para determinar de la potencia que emite el láser la cantidad que es absorbida por la pieza en función de la temperatura durante los distintos regímenes del proceso de TLE.

7.- Ajuste del control de temperatura mediante simulaciones numéricas:

Mediante simulaciones numéricas del proceso de TLE global en las que se ha introducido el mismo control que en la máquina, se han ajustado las constantes proporcional, integral y derivativa del control de potencia integrado.

La simulación del control se utiliza para ajustar las constantes sin la necesidad de realizar ensayos experimentales. Así, para realizar la simulación del control es necesaria una ecuación de transferencia del proceso que en este caso como aportación singular y realista se ha optado por un modelo numérico (LATHM). Esta aportación se puede aplicar a otro tipo de procesos de fabricación ya que son procesos complicados con gran cantidad de variables que no se pueden representar mediante una única ecuación de transferencia.

V.2. LÍNEAS FUTURAS

A pesar de las aportaciones del trabajo presentado y de la viabilidad del proceso de temple por láser con ópticas tipo escáner, para la industrialización del proceso es preciso continuar trabajando en aspectos como:

- Estudio de las zonas de la pieza templada donde aparecen las máximas tensiones residuales de tracción y de compresión.
- Optimización las estrategias para minimizar el reblandecimiento que se produce en el solapamiento entre trayectorias tras el proceso de temple
- Caracterización del ángulo de incidencia del láser y de las dimensiones máximas de un hueco en profundidad/anchura a partir del cual se puede templar.
- Estudio de las distorsiones en la pieza tras el proceso de TLE para evitar un proceso de acabado posterior al temple superficial.
- Integración de los dos softwares de control desarrollados, el de control de temperatura y el de sincronización de ejes del escáner y de la máquina, en el control numérico de la máquina.
- Desarrollar una herramienta que permita templar la máxima profundidad posible en un área determinada en base al barrido de distintos tipos de áreas en vez de barrer una única línea y así optimizar la forma de la densidad de energía y emular las distintas lentes fijas que se utilizar en el temple por láser con ópticas fijas.

Por otro lado, el trabajo llevado a cabo plantea una serie de nuevas líneas de investigación que sería interesante abordar en un futuro:

- Aplicación del desarrollo a otro tipo de tratamientos térmicos como un precalentamiento localizado antes del proceso de aporte por láser o un enfriamiento localizado para reblandecer zonas de chapas templadas.
- Generalización de lo expuesto en el control de temperatura para otros procesos como es el aporte por láser. Este proceso tiene como inconveniente que una temperatura no controlada produce cordones no uniformes en altura.
- Aplicar la metodología utilizada para el ajuste de las constantes del control mediante simulaciones numéricas como ecuación de transferencia para otro tipo de controles y procesos de fabricación.

ANEXOS

LATHEM - LASER THERMAL MODEL

Aportaciones novedosas integradas sobre el modelo térmico utilizado en las simulaciones: LATHEM 2.0.

A.1. MODELO DE CONDUCCIÓN TÉRMICA ADAPTADO AL PROCESO DE TLE

Durante este anexo se explica cómo se ha realizado la programación de la ecuación diferencial de conducción y su programación en un modelo numérico para la resolución del campo de temperaturas durante el proceso de temple por láser.

Por otro lado, en la modelización de la radiación láser para el proceso de temple por láser, de los dos métodos explicados en el Apartado II.4.2, para el proceso de TLE entre la fuente lineal y la fuente puntual se ha utilizado una fuente energética mixta. En un principio, con geometrías planas, se ha utilizado una fuente puntual superficial pero para geometrías complejas se ha programado una fuente volumétrica en la que sólo actúan las zonas en contacto con la superficie. Esta segunda parte de programación para geometrías complejas se explicará con más detenimiento en el Anexo A.2.

A.1.1. Ecuación diferencial del campo de temperaturas

El punto de partida de un modelo térmico se basa en la resolución de una ecuación diferencial que simule el proceso de la forma más fidedigna posible. Para el proceso de TLE, la ecuación a resolver es la ecuación general de transmisión de calor por conducción sobre la pieza.

Así, para obtener esta ecuación se parte de un balance de flujos de calor sobre un elemento diferencial de volumen cualquiera. En la Fig. A.1, se observa un elemento diferencial de volumen en un instante de tiempo al que se le han introducido los flujos de calor correspondientes.

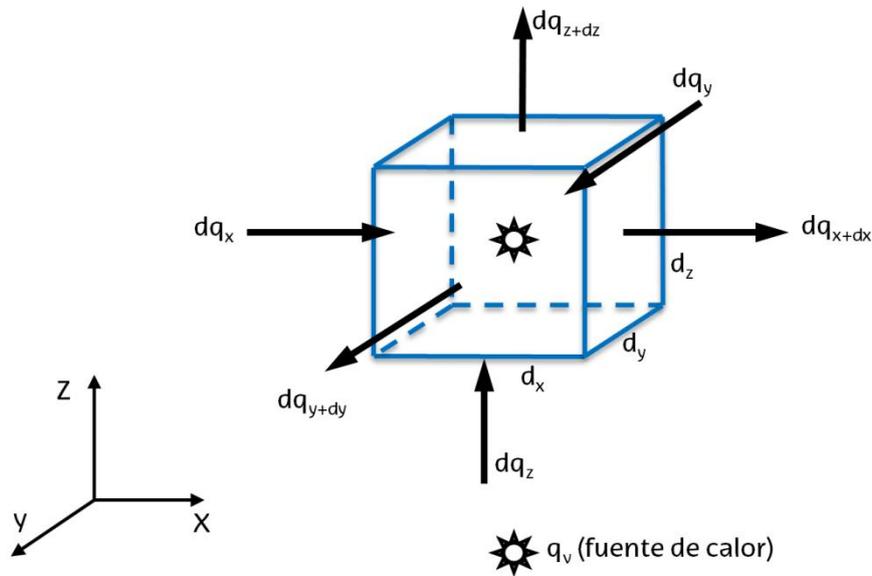


Fig. A.1: Flujos de calor sobre un elemento diferencial de volumen

En los modelos es habitual y necesario introducir hipótesis simplificativas que ayuden a obtener una ecuación diferencial más sencilla y fácil de resolver. Así, para el caso del modelo para el TLE se considerarán las siguientes hipótesis simplificativas:

- Cuerpo continuo, homogéneo e isótropo con las propiedades físicas y térmicas variables en función de la temperatura.
- Las variaciones de volumen que afectan a un diferencial de volumen por las variaciones de temperatura se consideran despreciables.

$$\frac{dV}{d\theta} = 0 \quad \text{Ec. A.1}$$

- Dado que en el temple no existe fusión, no se consideran los movimientos de material dentro del volumen evaluado.
- La energía intercambiada durante los cambios de fase se considera como una fuente o un sumidero de calor interior (dependiendo si se genera o se extrae) y se corresponden con:

$$q_v = q_v(x, y, z, t) \quad \text{Ec. A.2}$$

Partiendo del diagrama de la Fig. A.1 y haciendo un balance energético mediante la aplicación del primer principio de la termodinámica, donde para cada instante de tiempo el diferencial de energía que entra menos el que sale más el generado es igual al acumulado en el diferencial de volumen considerado.

$$dE_{entrada} - dE_{salida} + dE_{generada} = dE_{acumulada} \quad \text{Ec. A.3}$$

Analizando por separado cada uno de los términos en el eje X:

$$dE_{ex} \rightarrow dq_{dx} = q_{dx} \cdot dy \cdot dz \cdot dt \quad \text{Ec. A.4}$$

$$dE_{sx} \rightarrow dq_{x+dx} = q_{x+dx} \cdot dy \cdot dz \cdot dt \quad \text{Ec. A.5}$$

$$dE_{ex} - dE_{sx} \rightarrow dq_x = (q_x - q_{x+dx}) \cdot dy \cdot dz \cdot dt \quad \text{Ec. A.6}$$

Mediante la aplicación de un desarrollo de Taylor, y despreciando los términos a partir de las derivadas segundas:

$$q_{x+dx} = q_x + \frac{\partial q_x \cdot dx}{dx \cdot 1!} + \dots \quad \text{Ec. A.7}$$

Sustituyendo en la Ec. A.6, se obtiene:

$$(dE_{ex} - dE_{sx}) = -\frac{\partial q_x}{dx} \cdot dx \cdot dy \cdot dz \cdot dt = -\frac{\partial q_x}{dx} \cdot dV \cdot dt \quad \text{Ec. A.8}$$

Por analogía sobre los otros dos ejes coordenados:

$$(dE_e - dE_s) = -\left(\frac{\partial q_x}{dx} + \frac{\partial q_y}{dy} + \frac{\partial q_z}{dz}\right) \cdot dV \cdot dt \quad \text{Ec. A.9}$$

Por otro lado, sabiendo que:

$$q_x = -\lambda \frac{\partial \theta}{\partial x}; \quad q_y = -\lambda \frac{\partial \theta}{\partial y}; \quad q_z = -\lambda \frac{\partial \theta}{\partial z}; \quad \text{Ec. A.10}$$

Sustituyendo y considerando la Laplaciana del campo térmico:

$$(dE_e - dE_s) = -\lambda \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2}\right) \cdot dV \cdot dt = -\lambda \cdot \nabla^2 \theta \cdot dV \cdot dt \quad \text{Ec. A.11}$$

Por otro lado, la energía generada:

$$dE_g = \pm q_v \cdot dV \cdot dt \quad \text{Ec. A.12}$$

Y, por último, la variación de energía interna o energía almacenada:

$$dE_a = \rho \cdot dV \cdot c_p \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} \cdot dt \quad \text{Ec. A.13}$$

Sustituyendo las ecuaciones en el balance de energías se obtiene la ecuación general del campo de temperaturas por conducción que considera las hipótesis simplificativas expuestas al comienzo:

$$\alpha \cdot \nabla^2 \theta \pm \frac{q_v}{\rho \cdot c_p} = \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad \text{Ec. A.14}$$

Dónde:

- c_p : Calor específico [KJ/Kg.K]
- q_v : Potencia calorífica por unidad de volumen [W/m³]
- ρ : Densidad del cuerpo [Kg/m³]
- α : Difusividad térmica [m²/s]
- Λ : Conductividad del material [W/m.K]

Analizando la expresión término a término, el primero de ellos ($\alpha \cdot \nabla^2 \theta$) da una idea de la inercia térmica, es decir, de la capacidad de transmitir calor del material y por lo tanto da una estimación del tiempo que necesita el sistema para llegar al estado estacionario.

El segundo término ($\frac{q_v}{\rho \cdot c_p}$) se refiere a la energía que se aporta al material o la energía que cede el material por unidad de volumen como sumidero o fuente de calor, considerándose en el primer caso positiva y en el segundo negativa. En el caso del modelo de interacción láser - materia considerado, la fuente/sumidero de calor será la energía puesta en juego en los cambios de fase o de estado alotrópico del material durante su calentamiento y/o enfriamiento. Y, por otro lado, en este término se introduce la energía que aporta el láser al material.

Por último, $\partial \theta / \partial t$ es el término correspondiente a la variación de la temperatura con el tiempo. Es el término que proporciona la temperatura actual del material.

La Ecu. A.1.14 se trata de una ecuación diferencial de segundo orden que hay que integrar para obtener la temperatura a lo largo del tiempo y del espacio. Por ello, aparecerán constantes de integración que se deben fijar a partir de las condiciones iniciales las de la variable temporal y mediante condiciones de contorno para las variables espaciales.

Condiciones iniciales

Estas condiciones hacen referencia a condiciones de la variable independiente que en este caso es la variable temporal. Así, lo más común, es poner la temperatura a la

que se encuentra la pieza en el instante inicial, antes de empezar el primer paso de la simulación.

$$\theta_0 = \theta(x, y, z, 0) \quad \text{Ec. A.15}$$

Donde θ_0 suele ser la temperatura ambiente, aunque también podría ser la temperatura final de un proceso de pretratamiento.

Esta temperatura se mete globalmente en todos los nodos en los que se discretiza la pieza al comienzo de la simulación y en cada paso se realimentará con los valores obtenidos en el paso anterior.

Condiciones de contorno

Las condiciones de contorno son condiciones de interacción entre material y medio aplicadas a las variables dependientes, que en este caso son las variables geométricas X, Y, Z. Existen 4 tipos de condiciones de contorno.

Las condiciones de contorno de *primera especie* (tipo *Dirichlet*), se introducen con el campo de temperaturas sobre las caras de la pieza:

$$\theta_s = \theta(x_s, y_s, z_s, t) \quad \text{Ec. A.16}$$

En este caso, las condiciones de primera especie se introducen en las superficies donde no incide el láser. En estas zonas la temperatura del nodo adyacente a la pieza, pero que no pertenece a ella, será igual a la del nodo de la pieza, lo que es equivalente a poner una condición de segunda especie donde el flujo de calor es cero ($q_s = 0$).

Por otro lado están las condiciones de contorno de *segunda especie* (*Newmann*), proporcionan un flujo de calor sobre las caras de la pieza:

$$q_s = q(x_s, y_s, z_s, t) \quad \text{Ec. A.17}$$

La energía del láser se introduce en el modelo numérico como un flujo de calor en la superficie de la pieza donde está incidiendo el haz según una condición de segunda especie.

$$q_s = -\lambda \cdot \frac{\partial \theta_{x,y,z}^t}{\partial z} = I \quad \text{Ec. A.18}$$

También existen condiciones de contorno de tercera y de cuarta especie que hacen referencia al régimen permanente. Por ello, no se considerarán en este modelo.

El siguiente paso es la discretización de la ecuación diferencial para resolverla de manera numérica. En este caso el método elegido es el de diferencias finitas centrales.

A.1.2. Discretización por el método de diferencias finitas centrales

El siguiente paso del modelo consiste en la discretización de la ecuación diferencial (Ec. A.14). La resolución de ecuaciones diferenciales de forma analítica es complicada y en algunos casos imposible. Por ello, una forma de resolverlas es mediante una discretización del problema, transformando la ecuación diferencial en una ecuación en diferencias. Estos son métodos numéricos explícitos en los que el equilibrio se plantea al comienzo del intervalo de tiempo. En este caso al ser la ecuación de conducción, y al no introducir por nodo discretizado, en un sistema de ecuaciones explícitas e independientes con una incógnita en cada ecuación del sistema, sin relaciones entre ellas.

Método de diferencias finitas centrales

Una diferencia finita se basa en el cálculo de una variación media de una propiedad. Si el intervalo de tiempo es lo suficientemente pequeño, entonces la diferencia finita se aproxima a la derivada.

Concretamente en este caso se planteará un esquema en diferencias centrales, ya que tienen menor error de truncamiento que las diferencias incrementales. Además, el hecho de que la ecuación tenga únicamente derivada segunda en la variable temporal, sin tener términos en primera derivada, reduce el tamaño del sistema de ecuaciones final.

Una diferencia central consiste en aproximar la derivada en un punto como el cociente incremental entre dos puntos equidistantes a cada lado, aplicando un desarrollo de Taylor. Para ello, se discretiza la función a evaluar en intervalos lo suficientemente pequeños para que el error sea el menor posible (Fig. A.2).

$$\frac{\partial^2 \theta_{x,y,z}^t}{\partial x^2} \approx \frac{\theta_{x+1,y,z}^t - 2\theta_{x,y,z}^t + \theta_{x-1,y,z}^t}{\Delta x^2} \quad \text{Ec. A.24}$$

$$\frac{\partial^2 \theta_{x,y,z}^t}{\partial y^2} \approx \frac{\theta_{x,y+1,z}^t - 2\theta_{x,y,z}^t + \theta_{x,y-1,z}^t}{\Delta y^2} \quad \text{Ec. A.25}$$

$$\frac{\partial^2 \theta_{x,y,z}^t}{\partial z^2} \approx \frac{\theta_{x,y,z+1}^t - 2\theta_{x,y,z}^t + \theta_{x,y,z-1}^t}{\Delta z^2} \quad \text{Ec. A.26}$$

Por otro lado, la variable temporal se discretiza por el método de diferencias finitas incrementales, de esta forma en cada paso de simulación solo será necesario hacer uso de un paso anterior lo que simplificará el modelo. El uso de distintos métodos es posible ya que la variable temporal es independiente a las geométricas, quedando así la discretización temporal de la siguiente manera:

$$\frac{\partial \theta_{x,y,z}^t}{\partial z} \approx \frac{\theta_{x,y,z}^{t+1} - \theta_{x,y,z}^{t-1}}{2 \cdot \Delta z} \quad \text{Ec. A.27}$$

$$\frac{\partial \theta_{x,y,z}^t}{\partial t} \approx \frac{\theta_{x,y,z}^{t+1} - \theta_{x,y,z}^t}{\Delta t} \quad \text{Ec. A.28}$$

Si este resultado se lleva a la ecuación diferencial del campo de temperaturas,

$$a \cdot \nabla^2 \theta \pm \frac{q_v}{\rho \cdot c_p} = \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad \text{Ec. A.29}$$

↓ Diferencias finitas

$$\begin{aligned} \theta_{x,y,z}^{t+1} = & \theta_{x,y,z}^t + a \cdot r_x \cdot (\theta_{x+1,y,z}^t - 2\theta_{x,y,z}^t + \theta_{x-1,y,z}^t) \\ & + a \cdot r_y \cdot (\theta_{x,y+1,z}^t - 2\theta_{x,y,z}^t + \theta_{x,y-1,z}^t) \\ & + a \cdot r_z \cdot (\theta_{x,y,z+1}^t - 2\theta_{x,y,z}^t + \theta_{x,y,z-1}^t) \pm \frac{q_v \cdot \Delta t}{\rho \cdot c_p} \end{aligned} \quad \text{Ec. A.30}$$

Donde r_1 , r_2 y r_3 son parámetros del método de diferencias finitas.

$$r_x = \frac{\Delta t}{\Delta x^2}; \quad r_y = \frac{\Delta t}{\Delta y^2}; \quad r_z = \frac{\Delta t}{\Delta z^2}; \quad \text{Ec. A.31}$$

A esta ecuación hay que añadirle ecuaciones adicionales de intercambio de flujo de calor con el exterior si el nodo se encuentra en una cara de la pieza o dos ecuaciones adicionales si el nodo se encuentra en una esquina.

$$q_s = -\lambda \cdot \frac{\partial \theta_{x,y,z}^t}{\partial z} = I = -\lambda \cdot \frac{\theta_{x,y,z}^t - \theta_{x,y,z-1}^t}{2 \cdot \Delta z} \quad \text{Ec. A.32}$$

$$\theta_{x,y,z-1}^t = \frac{I \cdot 2 \cdot \Delta z}{\lambda} + \theta_{x,y,z}^t \quad \text{Ec. A.33}$$

Pérdidas de energía

En las proximidades del haz láser la temperatura es mucho mayor que la ambiental por lo que habrá que tener en cuenta la convección y la radiación. Un término con un coeficiente de convección - radiación equivalente dependiente de la velocidad de la fuente y de la temperatura complicaría el modelo y además, resulta difícil de ajustar. Debido a que todas estas pérdidas para el proceso de temple por láser se encuentran mayoritariamente en los alrededores del haz láser. La única que se encuentra notablemente por el resto de la pieza es la conducción de calor al resto del material y esta no se considera pérdida porque ya está incluida en la ecuación.

Así, para simplificar el modelo, se introduce un coeficiente de pérdidas que engloba las pérdidas por convección, por radiación y las pérdidas del proceso como la formación de plasma o las pérdidas por reflexión. Estas pérdidas (A) se introducen como un porcentaje respecto a la potencia que se programa en el láser.

$$P_{abs} = (1 - A) \cdot P_{prog}; I_{abs} = (1 - A) \cdot I_{prog} \quad \text{Ec. A.34}$$

Condiciones de convergencia

La condición de estabilidad para la convergencia del método (Ec. A.35) es que todos los coeficientes de la ecuación en diferencias sean positivos, siendo por tanto el coeficiente de $\theta_{x,y,z}^t$ el único que puede llegar a ser negativo.

$$0 < 1 - 2ar_x - 2ar_y - 2ar_z \quad \text{Ec. A.35}$$

Como consecuencia, el tamaño de paso máximo que se debe utilizar a la hora de simular el modelo en la variable temporal ($\Delta t_{m\acute{a}x}$) para asegurar su convergencia se obtiene de la Ec. A.35. Esta condición limita el tamaño del intervalo temporal y el de los diferenciales de volumen considerados durante la simulación numérica.

$$\Delta t_{m\acute{a}x} = \frac{1}{\left(\frac{1}{\Delta x^2} + \frac{1}{\Delta y^2} + \frac{1}{\Delta z^2}\right) 2a} \quad \text{Ec. A.36}$$

A.1.3. Resolución del modelo. Matrices de transferencia

Tras el desarrollado efectuado en el apartado anterior se obtiene una ecuación en diferencias finitas que simula la conducción de calor por un elemento diferencial. Así, el siguiente paso para la construcción del modelo numérico es darle una geometría, juntar estos elementos diferenciales de una forma determinada. En este caso, y con el objetivo de explicar el método, se parte de una geometría sencilla, un paralelepípedo, que se divide en varios más pequeños a los que se les denomina nodos. En consecuencia, para cada nodo se obtiene una Ec. A.30 que agrupándolas forman el sistema matricial de la Ec A.37.

$$\{\theta^{t+1}\}_{N_x \cdot N_y \cdot N_z \times 1} = [M]_{N_x \cdot N_y \cdot N_z \times N_x \cdot N_y \cdot N_z} \{\theta^t\}_{N_x \cdot N_y \cdot N_z \times 1} \quad \text{Ec. A.37}$$

Donde “ N_x ”, “ N_y ” y “ N_z ” son los nodos totales en los que se divide la pieza en las tres direcciones coordenadas.

Introduciendo las ecuaciones de contorno:

$$\{\theta^{t+1}\} = [M]\{\theta^t\} + \left\{ \frac{I \cdot (1 - A) \cdot \Delta x}{\Lambda} \cdot ar_1 \right\} \quad \text{Ec. A.38}$$

$$\{\theta^{t+1}\} = [M]\{\theta^t\} + \left\{ \frac{I \cdot (1 - A) \cdot \Delta t}{\Delta x \cdot \rho \cdot c_p} \right\} \quad \text{Ec. A.39}$$

$$\boxed{\{\theta^{t+1}\} = [M]\{\theta^t\} + \{F\}} \quad \text{Ec. A.40}$$

A [M] se le denomina matriz de transferencia del sistema y en ella se encuentran los coeficientes que pre - multiplican a la temperatura en un paso anterior para hallar la temperatura en el paso de simulación actual. A {F} se le denomina vector fuente ya que contiene la energía del láser, es por donde se introduce la energía a las ecuaciones.

Se considerará un sistema de coordenadas cuyo origen se encuentre en una esquina de la cara inferior de la pieza. La numeración de los nodos se corresponde con la siguiente ecuación:

$$N = N_x \cdot N_y \cdot (n_z - 1) + N_x \cdot (n_y - 1) + n_x \quad \text{Ec. A.41}$$

Donde "N" es el número del nodo en coordenadas globales y " n_x, n_y, n_z " son los números de capa, en coordenadas locales, en la que se encuentra el nodo N que se quiere evaluar o programar.

Ejemplo de aplicación. $N_x = N_y = N_z = 4$.

Como ejemplo de aplicación de la obtención de la matriz de transferencia, la pieza se divide en un sistema discreto de $4 \times 4 \times 4$ nodos, o diferenciales de volumen, más pequeños. La disposición de los ejes de coordenadas y la numeración de los nodos se muestran en la Fig. A.3.

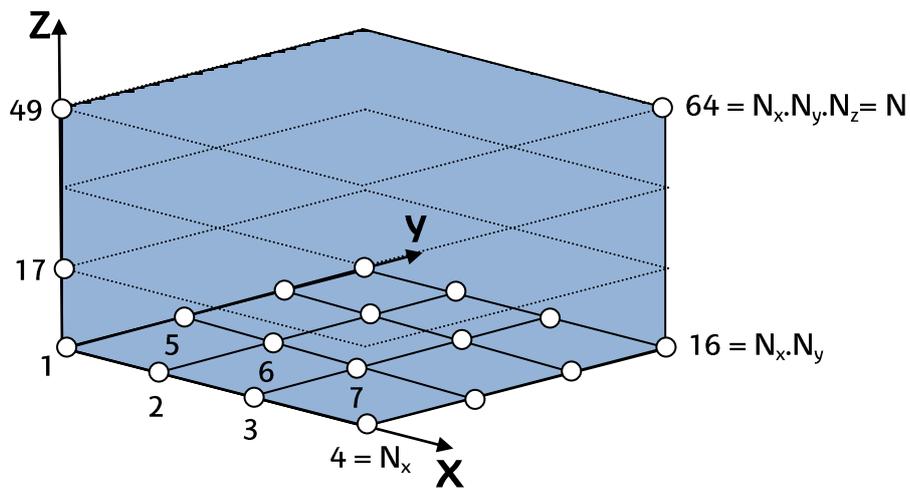


Fig. A.3: Disposición de los ejes y numeración local de los nodos

Así, introduciendo la ecuación diferencial del campo de temperaturas (Ec. A.1.30) en coordenadas locales para el nodo $n_x = 1, n_y = 1$ y $n_z = 1$ se obtiene la siguiente ecuación:

$$\theta_{1,1,1}^{t+1} = (1 - 2 \cdot a \cdot (r_x + r_y + r_z)) \cdot \theta_{1,1,1}^t + a \cdot r_x \cdot (\theta_{2,1,1}^t + \theta_{0,1,1}^t) + a \cdot r_y \cdot (\theta_{1,2,1}^t + \theta_{1,0,1}^t) + a \cdot r_z \cdot (\theta_{1,1,2}^t + \theta_{1,1,0}^t) \tag{Ec. A.42}$$

Al ser un nodo situado en un vértice, en la Ec. A.42 aparecen tres incógnitas que se determinan con ecuaciones adicionales, las ecuaciones de contorno. En el nodo $n_x = 1, n_y = 1$ y $n_z = 1$ el flujo de calor que le llega a la pieza por x, y, z desde el exterior se considera nulo. Entonces las ecuaciones adicionales son:

$$\theta_{0,1,1}^t = \theta_{1,1,1}^t; \quad \theta_{1,0,1}^t = \theta_{1,1,1}^t; \quad \theta_{1,1,0}^t = \theta_{1,1,1}^t; \tag{Ec. A.43}$$

Las ecuaciones adicionales necesarias dependen del posicionamiento del nodo con respecto resto de la pieza. Así, si el diferencial de volumen o nodo se encuentra en un vértice de la pieza son necesarias tres condiciones de contorno, si se encuentra en una arista son necesarias 2, si se encuentra en una cara con una única condición es suficiente y si se encuentra en el interior de la pieza no es necesario aplicar ninguna condición de contorno para resolver la ecuación correspondiente a ese nodo o diferencial de volumen.

Por otro lado, si la energía del láser se introduce por la cara superior de la pieza, en la condición de contorno que le viene impuesta por el eje z, ya no se tiene un flujo de calor nulo, aparecerá la energía que le proporciona el láser. Así, para en nodo $n_x = 1, n_y = 1$ y $n_z = 4$ las ecuaciones de contorno quedarán:

$$\theta_{0,1,4}^t = \theta_{1,1,4}^t; \quad \theta_{1,0,4}^t = \theta_{1,1,4}^t; \quad \theta_{1,1,5}^t = \theta_{1,1,4}^t + \frac{(1-A).I.2.\Delta z}{\lambda} \quad \text{Ec. A.44}$$

Teniendo en cuenta esto las ecuaciones para el nodo $n_x = 1, n_y = 1, n_z = 1$ y, por ejemplo, para el nodo $n_x = 2, n_y = 2, n_z = 4$, las ecuaciones diferenciales del campo de temperaturas se muestran a continuación:

$$\theta_{1,1,1}^{t+1} = (1 - a.(r_x + r_y + r_z)).\theta_{1,1,1}^t + a.r_x.\theta_{2,1,1}^t + a.r_y.\theta_{1,2,1}^t + a.r_z.\theta_{1,1,2}^t + 0 \quad \text{Ec. A.45}$$

$$\theta_{2,2,4}^{t+1} = (1 - 2.a.r_x - 2.a.r_y - a.r_z).\theta_{2,2,4}^t + a.r_x.(\theta_{1,2,4}^t + \theta_{3,2,4}^t) + a.r_y.(\theta_{2,1,4}^t + \theta_{2,3,4}^t) + a.r_z.\theta_{2,2,3}^t + \frac{(1-A).I.2.\Delta z}{\lambda} \quad \text{Ec. A.46}$$

Pasando las ecuaciones a coordenadas globales con la Ec. A.41, se obtienen:

$$\theta_1^{t+1} = (1 - a.(r_x + r_y + r_z)).\theta_1^t + a.r_x.\theta_2^t + a.r_y.\theta_5^t + a.r_z.\theta_{17}^t + 0 \quad \text{Ec. A.47}$$

$$\theta_{54}^{t+1} = (1 - 2.a.r_x - 2.a.r_y - a.r_z).\theta_{54}^t + a.r_x.(\theta_{53}^t + \theta_{55}^t) + a.r_y.(\theta_{50}^t + \theta_{58}^t) + a.r_z.\theta_{38}^t + \frac{(1-A).I.2.\Delta z}{\lambda} \quad \text{Ec. A.48}$$

Por último, introduciendo una ecuación por nodo o diferencial de volumen junto con sus correspondientes condiciones de contorno en coordenadas globales y representándolo en forma matricial se obtiene:

$$\begin{pmatrix} \theta_1 \\ \theta_2 \\ \theta_3 \\ \theta_4 \\ \theta_5 \\ \theta_6 \\ \vdots \\ \vdots \\ \theta_{63} \\ \theta_{64} \end{pmatrix}^{t+1} = \begin{bmatrix} 1 - a(r_1 + r_2 + r_3) & ar_1 & \dots & ar_2 & \dots & ar_3 & \dots & 0 & 0 & 0 \\ ar_1 & 1 - a(2r_1 + r_2 + r_3) & \dots & 0 & \dots & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 \\ 0 & ar_1 & \dots & \square & \dots & \square & \dots & \square & \dots & \square \\ 0 & 0 & \dots & \square & \dots & \square & \dots & \square & \dots & \square \\ ar_2 & 0 & \dots & 0 & \dots & \square & \dots & \square & \dots & \square \\ 0 & ar_2 & \dots & \vdots & \dots & \vdots & \dots & \vdots & \dots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \dots & \vdots & \dots & \vdots & \dots & \vdots \\ ar_3 & 0 & \dots & \vdots & \dots & \vdots & \dots & \vdots & \dots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \dots & \vdots & \dots & \vdots & \dots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & \vdots & \dots & \vdots & \dots & \vdots & \dots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & ar_1 & \dots & 1 - a(r_1 + r_2 + r_3) \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \theta_1 \\ \theta_2 \\ \theta_3 \\ \theta_4 \\ \theta_5 \\ \theta_6 \\ \vdots \\ \vdots \\ \theta_{63} \\ \theta_{64} \end{pmatrix}^t + \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ \vdots \\ \vdots \\ \frac{2(1-A)\Delta z}{\lambda} \\ \frac{\lambda}{2(1-A)\Delta z} \\ \frac{2(1-A)\Delta z}{\lambda} \end{pmatrix}$$

La matriz de transferencia para este caso en concreto de 64 nodos se representa en la Fig. A.4. Al formarse mediante ecuaciones explícitas, sin dependencias entre ellas, y por el sistema elegido para la numeración de los nodos, es posible dividir la matriz de transferencia en sub-matrices que dan la relación de los diferentes niveles entre sí. En este caso, la matriz de transferencia es dispersa y simétrica con muchas sub-matrices nulas que indican que no hay relación entre los distintos niveles. Se observa como por ejemplo en el plano Z = 2 la temperatura de los nodos está influenciada por los del plano Z = 1 y Z = 3, mientras que los nodos que se encuentran en Z = 1 sólo están influenciados por el plano Z = 2. Esto mismo ocurre con los ejes X e Y.

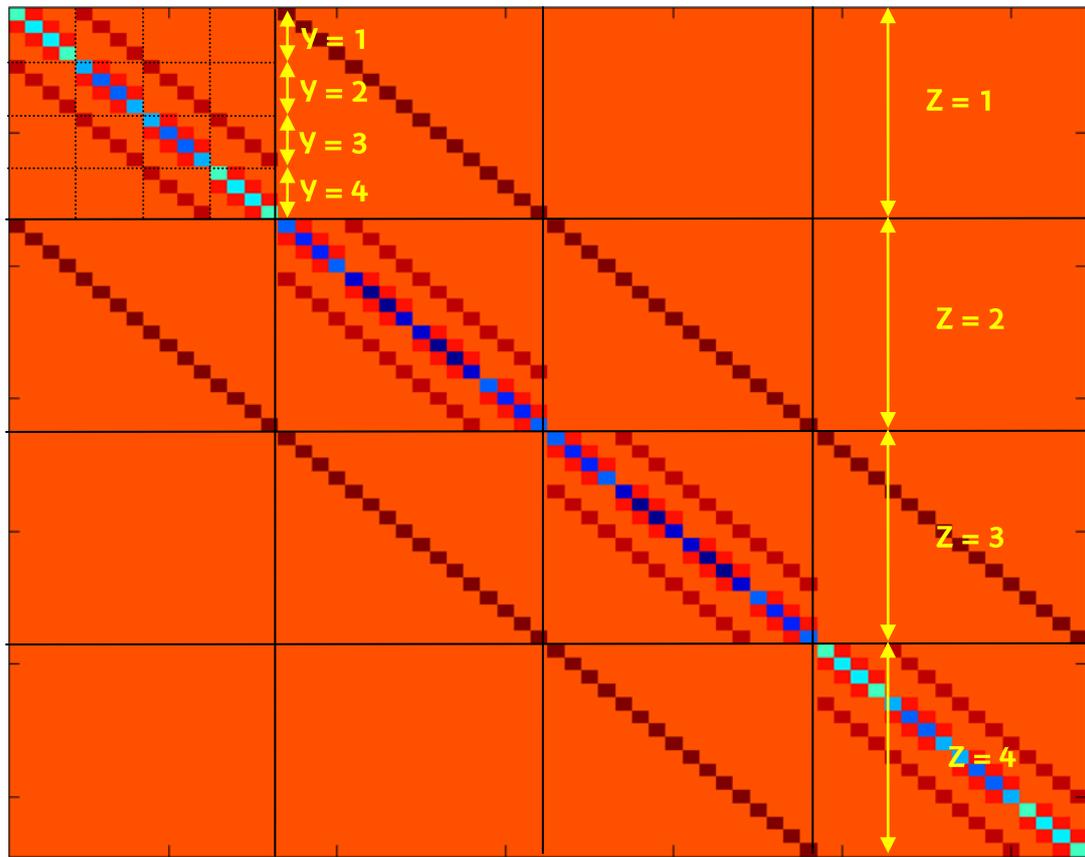


Fig. A.4: Forma gráfica de la matriz de transferencia en un sistema de $N_x = N_y = N_z = 4$ nodos

A.2. ADAPTACIÓN DEL MODELO EN BASE A MÉTODOS MATRICIALES

Por un lado, a la vista de que la matriz de transferencia de la Fig. A.4 del Anexo A1 es dispersa y está formada únicamente por siete vectores, se ha reprogramado el modelo térmico de conducción en base a métodos matriciales que permiten realizar las simulaciones numéricas más rápidamente. Esta programación ha consistido en eliminar los ciclos *if* y/o *for* y en su lugar poner operaciones aritméticas con matrices.

Además, para poder simular térmicamente distintos requisitos, como una geometría distinta a la rectangular, y para requisitos específicos de otros procesos láser como el aporte de material o la posible desaparición de material se han introducidos dos nuevos términos al modelo térmico: un vector de geometrías y una matriz de conectividades.

Durante este anexo, para una mayor compresión del método utilizado, se desarrollan ejemplos de las explicaciones con una geometría compleja con pocos elementos, como es una forma de rampa con $N_x = N_y = N_z = 4$; esto es, un total de 64 nodos, de los cuales algunos no contemplan material y son volúmenes vacíos.

A.2.1. Vector de geometría de la pieza

Para comenzar con la programación del modelo se va a definir en todo momento un campo de trabajo rectangular dividido en un número de nodos en cada eje (X, Y, Z). En este campo de trabajo estará incluida la geometría que se quiere simular térmicamente. De esta forma, el espacio formado por los nodos representa el cajón que contiene la pieza sometida a estudio. Para definir la geometría en 3D se activan en ese campo de trabajo los nodos que estén incluidos en la pieza y se desactivan los que no se correspondan con material de pieza. Para ello se ha incluido un vector denominado *Geo*, compuesto de "ceros" en las zonas donde no hay material y de "unos" en las zonas donde hay material. Este vector pre-multiplica a los elementos de la ecuación de transferencia de calor (Ecu. A.30) haciendo nulas las filas correspondientes a esos nodos donde no hay material y convirtiendo la ecuación explícita correspondiente como $0 = 0$.

En la Fig. A.5 se observa la geometría ejemplo en forma de rampa utilizada junto con su vector de geometría (*Geo*).

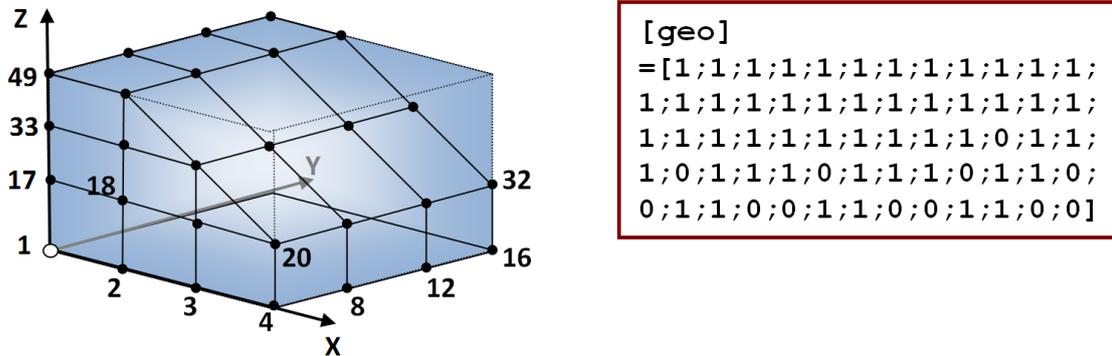


Fig. A.5: Izq. Geometría ejemplo en forma de rampa con un número de nodos totales en el campo de trabajo de $N_x = N_y = N_z = 4$; Dcha. Vector geometría de la pieza ejemplo

Esta programación de la geometría en base a un campo total de trabajo donde hay ecuaciones/nodos/filas nulas hace que añadir o quitar nodos de material sea tan sencillo como activar o desactivar sus posiciones globales en el vector *geo* y volver a formar la matriz de conectividades que se explica a continuación. La formación de esta matriz se realizará en cada cambio de geometría y ralentizará la simulación numérica.

A.2.2. Matriz de conectividades

La matriz de conectividades (*Conec*) hace referencia a los nodos de material que cada nodo tiene en contacto a su alrededor y por los que se realiza la transferencia de calor, esto es, por los que hay flujos de calor por conducción. Esta matriz está compuesta por seis vectores de unos y ceros como se muestra en la Ec. A.49, siendo la primera columna un uno si el nodo de esa posición en coordenadas globales tiene otro nodo en la siguiente posición del eje X en el sentido definido como positivo. Lo mismo ocurre con la segunda columna y el sentido negativo del eje X, la tercera es para el eje Y positivo, la cuarta para el eje Y negativo, la quinta para el eje Z positivo y, para acabar, la sexta corresponde con el eje Z negativo. Cada nodo, por el mallado tenido en cuenta, tiene que estar como mucho en contacto con otros seis nodos.

$$[conec] = \begin{bmatrix} X^+ & X^- & Y^+ & Y^- & Z^+ & Z^- \\ \downarrow & \downarrow & \downarrow & \downarrow & \downarrow & \downarrow \end{bmatrix} = [vec].*[cont].*[geo] \quad \text{Ec. A.49}$$

Cada vector en la matriz de conectividades es el producto de tres vectores: el vector de vecindad, el vector de contorno y el vector de geometría.

Vector de vecindad

Los vectores de vecindad hacen referencia a la existencia o no de nodos vecinos en los tres ejes de referencia y en los dos sentidos, positivo y negativo, de los ejes. Para formar los vectores de vecindad en el eje X, debido a la numeración de nodos seguida en el modelo que se describe en el Anexo A.1.3, basta con trasladar hacia arriba o hacia abajo una posición el vector de geometrías. Por otro lado, para formar los vectores de vecindad en el eje Y basta con trasladar hacia arriba o hacia abajo N_x posiciones el vector de geometrías. Y para acabar, para formar los vectores de vecindad en el eje Z basta con trasladar hacia arriba o hacia abajo $N_x \cdot N_y$ posiciones el vector de geometrías.

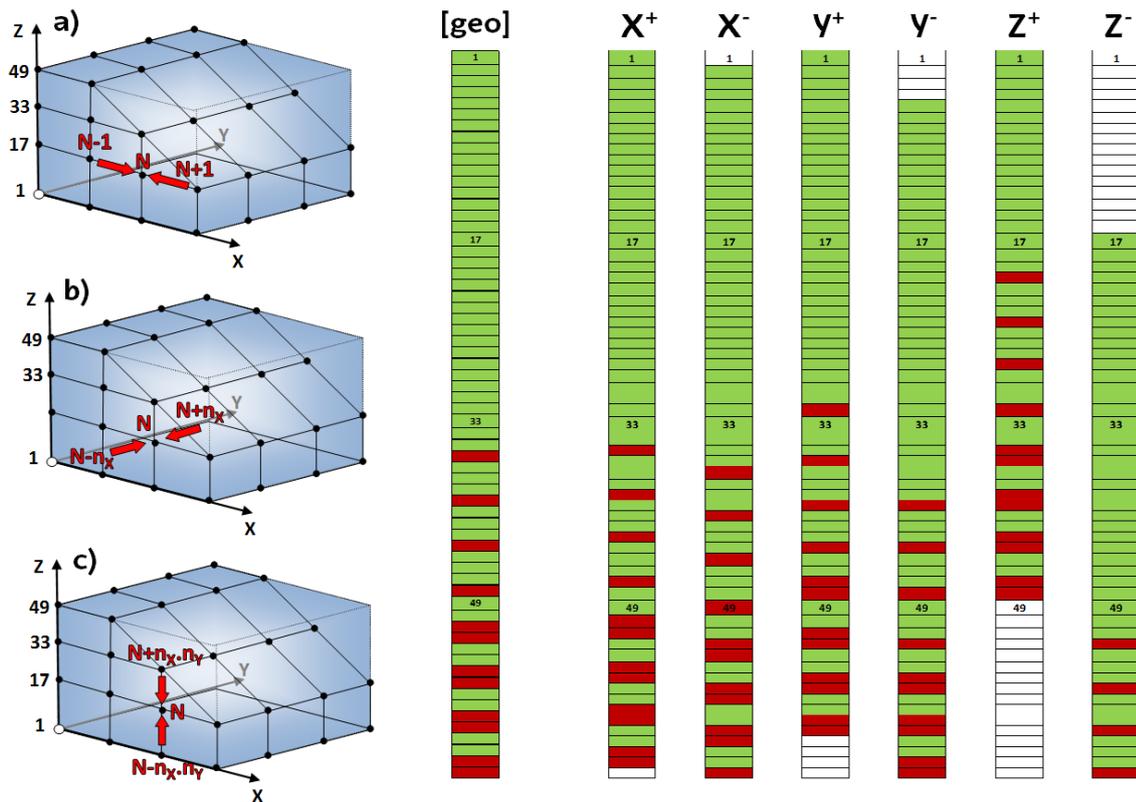


Fig. A.6: Vectores de vecindad en la geometría ejemplo

En la Fig. A.6 se han representado los vectores de vecindad junto con el vector de geometría de la pieza ejemplo que, para hacerlo más visual, se han coloreado de verde los valores correspondientes a los unos y de color rojo los valores correspondientes a los ceros. Esta representación visual seguirá utilizándose más adelante. En los vectores de la figura al ser desplazados quedan zonas en blanco que se harán cero con el vector de contorno.

Vector de contorno

Los vectores de contorno hacen referencia a los límites del espacio total de trabajo. En los planos límites al espacio de trabajo se crean unas condiciones de contorno que si no hay aporte de energía se consideran equivalentes a no tener nodos vecinos por ese plano. En la Fig. A.7 se muestran cómo quedan los vectores de contorno que se crean a partir de cada plano de contorno, planos exteriores o límites del espacio de trabajo.

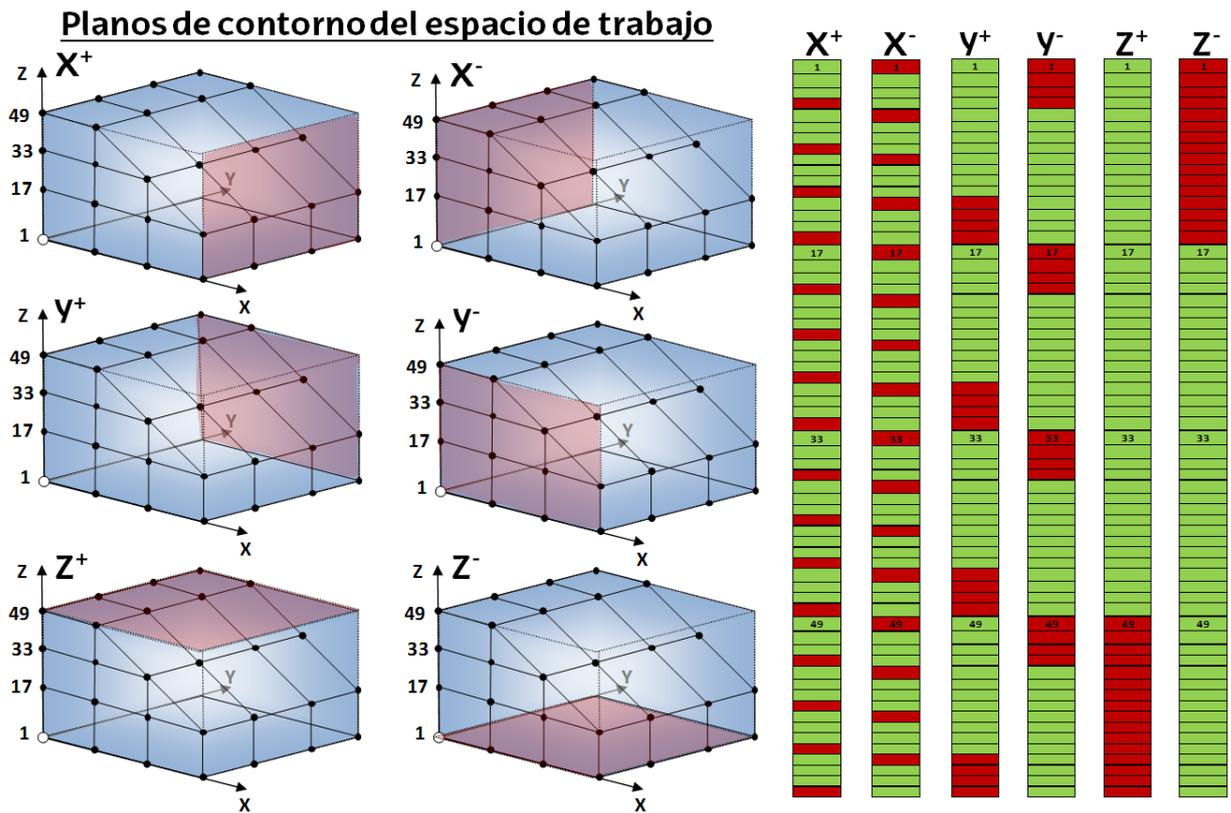


Fig. A.7: Vectores de contorno en la geometría ejemplo

Así, cada vector de la matriz de conectividades es el resultado de multiplicar el vector de geometría, el correspondiente vector de contorno y el correspondiente vector de vecindad. En la Fig. A.8 se muestra cómo quedaría la matriz de conectividades de la geometría ejemplo. En este caso la matriz está compuesta por 64 filas, que son el número de nodos totales.

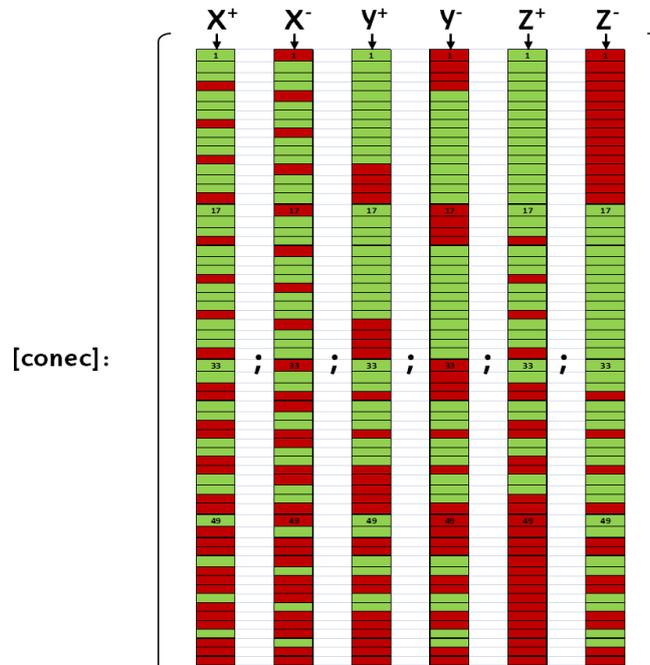


Fig. A.8: Matriz de conectividad en la geometría ejemplo

A.2.3. Matriz de transferencia

Para acabar con las matrices, está la matriz de transferencia. Se trata de una matriz dispersa con únicamente seis diagonales y la diagonal central. En la matriz de transferencia se encuentra el sistema de ecuaciones que forman el modelo térmico. Por ello, la forman los coeficientes que pre - multiplican la temperatura del paso anterior para hallar la temperatura del paso actual de simulación (Ec. A.50).

$$\{\theta^{t+1}\} = [M]\{\theta^t\} + \{F\} \quad \text{Ec. A.50}$$

Desglosando el sistema de ecuaciones de temperaturas y a partir de la Ec. A.30 se obtiene la Ec. A.51.

$$\begin{aligned} \theta_{x,y,z}^{t+1} = & (1 - 2ar_x - 2ar_y - 2ar_z) \cdot \theta_{x,y,z}^t + ar_x \cdot \theta_{x+1,y,z}^t + ar_x \cdot \theta_{x-1,y,z}^t \\ & + ar_y \cdot \theta_{x,y+1,z}^t + ar_y \cdot \theta_{x,y-1,z}^t + ar_z \cdot \theta_{x,y,z+1}^t + ar_z \cdot \theta_{x,y,z-1}^t + F \end{aligned} \quad \text{Ec. A.51}$$

Así, se puede decir que la temperatura en el instante actual en un nodo es la que tenía en el instante anterior menos el flujo de calor que se va por las seis caras más el flujo que le viene debido a las distintas temperaturas de los nodos vecinos. Por ello, el siguiente paso es crear una matriz de flujos a partir de la matriz de conectividades. Como se muestra en la Ec. A.52, para obtener los flujos de calor que se dirigen a cada nodo por cada eje bastará con multiplicar a cada vector de la matriz de conectividad por su correspondiente difusividad y parámetro del método de diferencias finitas.

$$\begin{aligned}
 [Flux] &= [Flux_{x^+} | Flux_{x^-} | Flux_{y^+} | Flux_{y^-} | Flux_{z^+} | Flux_{z^-}] \\
 &= [ar_x \cdot conec_{x^+} | ar_x \cdot conec_{x^-} | ar_y \cdot conec_{y^+} | ar_y \cdot conec_{y^-} | ar_z \cdot conec_{z^+} | ar_z \cdot conec_{z^-}]
 \end{aligned}
 \tag{Ec. A.52}$$

Es importante tener en cuenta que para poder simular propiedades térmicas del material variables con la temperatura es necesario establecer la difusividad, a , variable con la temperatura y su valor en una misma ecuación será distinto dependiendo del nodo vecino del que venga el flujo de calor, ya que dependerá de la temperatura a la que se encuentre ese nodo vecino.

Para la programación matricial y de rápida ejecución de la difusividad variable con la temperatura se crea un vector de 2500 posiciones, ya que para el caso del TLE se supone que durante el proceso nunca se van a superar los 2500 K. Este vector tiene en cada posición el valor de la difusividad a la temperatura correspondiente con esa posición, pre - calculado al inicio del programa. Así, cuando se necesite dar un valor a la difusividad, que al ser variable se evaluará en cada paso de la simulación, se llama a la posición de este vector que se corresponde con la del nodo que se quiere evaluar. Por ejemplo, para obtener el flujo en X^+ del nodo x, y, z (Ec. A.52) se llama a la posición del vector de difusividad que se corresponde con la temperatura a la que se encuentra el nodo $x+1, y, z$.

Por último, la matriz de transferencia se forma por 7 diagonales; el de la diagonal principal que se muestra en la Ec. A.53 y por otras seis diagonales que serán las columnas de la matriz de flujo colocado cada uno en sus diagonales correspondientes (Ec. A.54). El vector $[Flux_{x^+}]$ en la diagonal inmediatamente superior; el vector $[Flux_{x^-}]$ en la diagonal inmediatamente inferior; el vector $[Flux_{y^+}]$ en N_x diagonales por encima de la principal; el vector $[Flux_{y^-}]$ en N_x diagonales por debajo de la principal; el vector $[Flux_{z^+}]$ en $N_x * N_y$ diagonales por encima de la

principal y, por último, el vector $[Flux_z^-]$ en $N_x * N_y$ diagonales por debajo de la principal.

$$[diag_{princ}] = [geo] - [Flux_{x^+}] - [Flux_{x^-}] - [Flux_{y^+}] - [Flux_{y^-}] - [Flux_{z^+}] - [Flux_{z^-}] \tag{Ec. A.53}$$

$$[M] = [diag_{princ}] + [Flux_{x^+} * diag_1] + \dots + [Flux_{z^-} * diag_{-N_x * N_y}] \tag{Ec. A.54}$$

Como ejemplo, en la Fig. A.9 se observa la matriz de transferencia de la geometría ejemplo. Las filas de la matriz que se corresponden con un nodo donde no hay material tienen todos sus elementos nulos. Además, se observa como ejemplo el vector geo de esa geometría con elementos nulos en la parte final que se corresponden por la numeración considerada a las capas superiores (Anexo A.2.1).

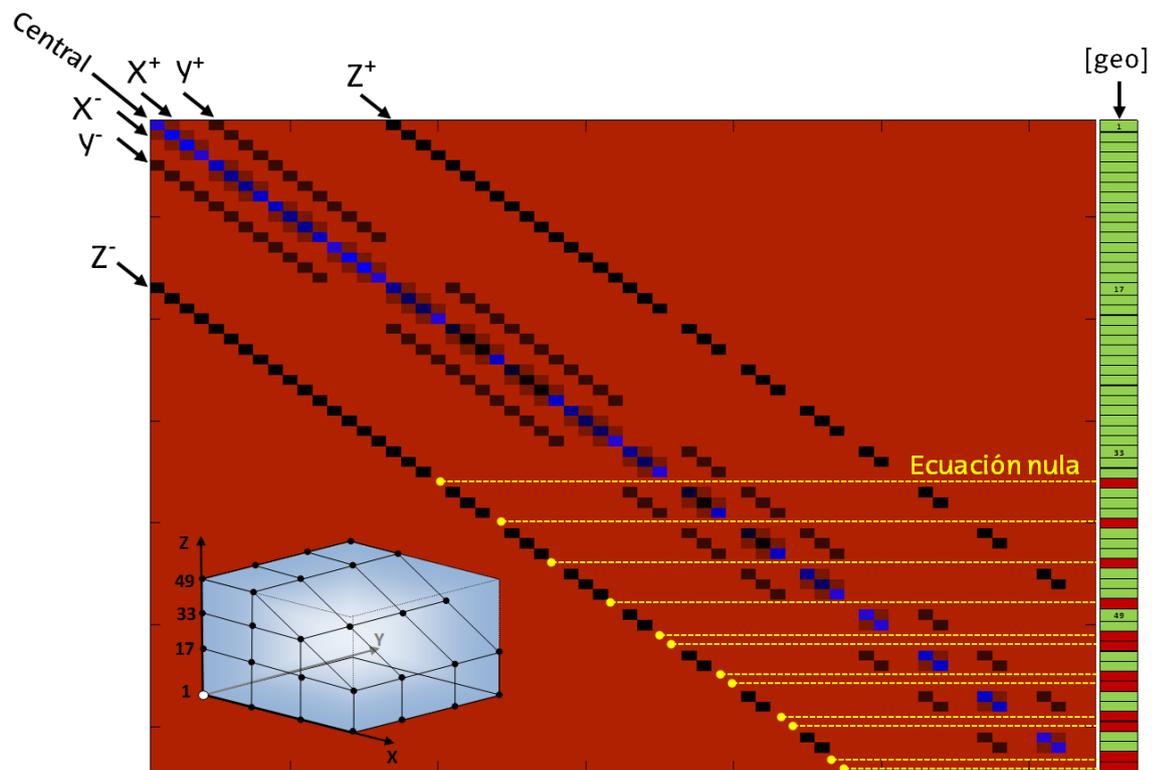


Fig. A.9: Matriz de transferencia y vector de geometría en la geometría ejemplo

A.2.4. Transformaciones de fase difusivas durante el calentamiento

Durante la fase de calentamiento no toda la energía suministrada por el láser se emplea en incrementar la temperatura del material. Así, se producen una serie de cambios de fase en el material en estado sólido que absorben un calor latente para realizar las transformaciones de fase que dan lugar a una estructura de material templado. De esta forma, hay que tener en cuenta el calor que absorbe la pieza durante la transformación de fase y que se considera como un sumidero de calor, interno al material, que se lleva parte de la energía que se le aporta a la pieza desde el láser.

Por ello, durante un paso de la simulación numérica, la energía que se emplea para realizar el cambio de fase depende de la fracción volumétrica de la transformación convertida en el paso anterior y en el paso actual de simulación [Huiping, 2007].

$$q_v = \Delta H \cdot \frac{f_i - f_{i-1}}{\Delta t} = \Delta H \cdot \Delta f \quad \text{Ec. A.55}$$

Donde ΔH [J/m³] es la entalpía total de la transformación o cambio de fase y Δf es la fracción volumétrica de fase transformada por unidad de tiempo.

Modelización numérica de las transformaciones de fase difusivas

Las transformaciones de fase que se producen durante el calentamiento de un material metálico, como se ha explicado en el Apartado II.4.5, se pueden clasificar en difusivas y no difusivas. Por otro lado, dado que en el temple por láser las transformaciones que se dan durante el calentamiento son únicamente difusivas, sólo se consideran estas en la modelización del proceso. Así, se utiliza la ecuación cinética de Johnson - Mehl - Avrami (JMA) que es una de las más populares para modelizar las transformaciones difusivas [Zhang, 2002]:

$$f(t) = 1 - \exp[-\{k(T) \cdot t\}^n] \quad \text{Ec. A.56}$$

Esta ecuación determina la fracción volumétrica transformada (f) en función del tiempo que dura el calentamiento en condiciones isothermas. Dado que en la ecuación solo se contempla el caso bajo condiciones isothermas, una aplicación directa de esta ecuación en procesos con calentamientos continuos no sería posible. Para ello, es necesario plantear una aproximación que resuelva este caso.

En la ecuación de JMA el exponente de tiempo (n) es una constante que no tiene relación con la temperatura y su valor depende del mecanismo de nucleación y crecimiento de grano del material durante la transformación de fase. Por otro lado, el factor de velocidad ($k(T)$) está relacionado con la velocidad de nucleación y crecimiento de grano, es función de la temperatura y se puede calcular mediante la ecuación de Arrhenius:

$$k(T) = k_0 \cdot \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad \text{Ec. A.57}$$

Donde k_0 es la constante pre - exponencial; Q es la energía de activación de la transformación; R es la constante universal de los gases ideales y T es la temperatura absoluta.

Así, la ecuación de JMA establece una fracción de material transformado para una determinada temperatura y un determinado tiempo. Si se representan las curvas que resultan de aplicar la ecuación de JMA se obtiene una familia de curvas como la que se representa en la Fig. A.10.

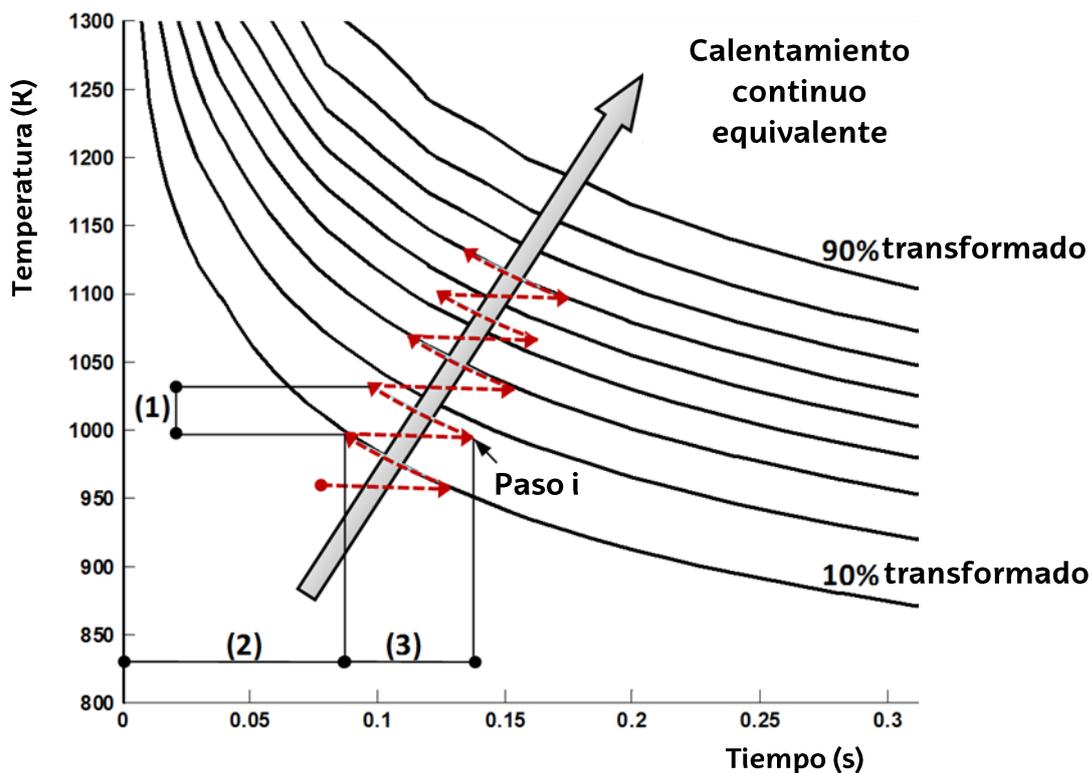


Fig. A.10: Aproximación a la curva de calentamiento para la simulación de las transformaciones de fase en estado sólido

Por otro lado, si se superpone a estas curvas una línea de calentamiento continuo, como la que se puede dar durante el proceso de temple por láser, se observa que para obtener la fracción de material transformado es necesario realizar una aproximación que consiste en evaluar la ecuación en cada paso de simulación (Ecu. A.58 - Ecu. A.59), ajustando la constante de tiempo, como se explica más adelante, dependiendo de la temperatura del paso actual para cada paso i de simulación [Elmer, 2003].

$$f_i(t_i) = 1 - \exp \left\{ - \left[k_0 \cdot \exp \left(- \frac{Q}{RT_i} \right) \cdot (\Delta t + \tau_i) \right]^n \right\} \quad \text{Ec. A.58}$$

$$\tau_i = \frac{\sqrt[n]{-\ln[1 - f(t_{i-1})]}}{k_0 \cdot \exp \left(- \frac{Q}{RT_i} \right)} \quad \text{Ec. A.59}$$

Donde T_i es la temperatura al comienzo del i -ésimo paso y τ_i es una constante de tiempo que convierte la fracción volumétrica transformada hasta el paso $i-1$ en el tiempo equivalente que correspondería esa fracción a la temperatura actual del paso i .

Así, en cada intervalo se calcula la fase transformada partiendo de la temperatura T_i y la fracción de la fase transformada en el periodo anterior.

Para finalizar, como resumen, los pasos a seguir para introducir un cambio de fase difusivo en estado sólido en un modelo numérico, mediante la ecuación de JMA, se resume en el esquema de la Fig. A.11. Así, se comienza resolviendo la ecuación de transferencia de calor para un tiempo diferencial resuelta en el Anexo A.1 para el paso de simulación actual en la que se introduce como sumidero de calor el porcentaje de fase transformada que en el primer paso de simulación se considerará nulo. Tras esto se saca el tiempo equivalente que es el tiempo que habría pasado desde el comienzo para tener el porcentaje de fase actual a la temperatura dada en la ecuación de JMA de manera isoterma (valor 2 de la Fig. A.10), siendo la incógnita la variable temporal. Por último, con el tiempo equivalente y la temperatura actual se resuelve la ecuación de JMA en un tiempo diferencial de manera isoterma, para obtener el nuevo porcentaje de fase transformada. Esta diferencia de porcentajes multiplicada por la entalpía total de cambio de fase es la que se introduce en el siguiente paso de simulación como sumidero de calor que se resta al proceso y que no se emplea para calentar la pieza.

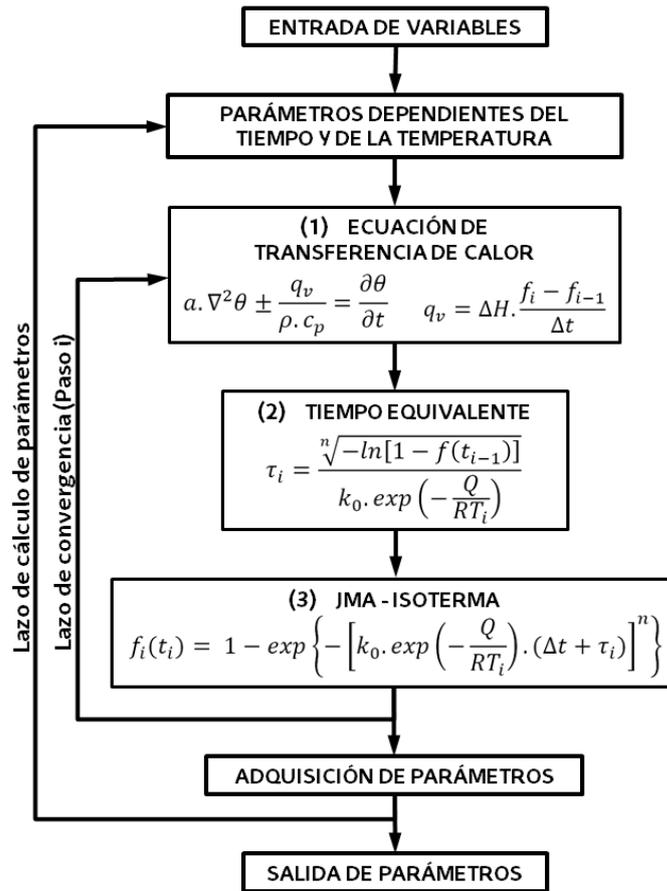
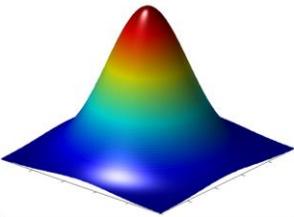
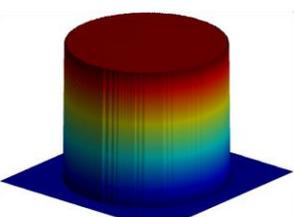
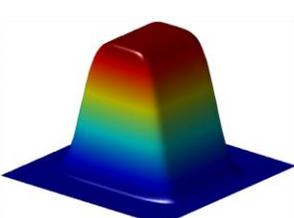
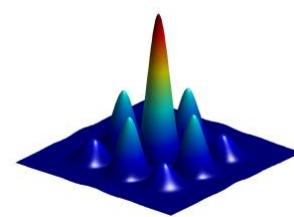
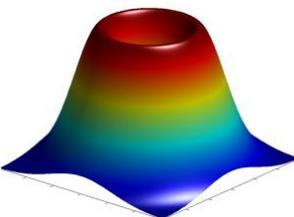


Fig. A.11: Esquema de los pasos para la simulación numérica de los cambios de fase

A.2.5. Modelización de la distribución de energía dentro del haz láser

Para una programación realista de la distribución de energía en el haz láser y para obtener resultados satisfactorios durante la simulación numérica se han programado distintos tipos de distribuciones de energía que representan, lo más fielmente posible, distribuciones que se pueden encontrar en los distintos tipos de láseres industriales. En este caso, como se muestra en la Tabla A.1, se han programado distribuciones de energía con forma gaussiana, cilíndrica uniforme, Top - Hat, de centro frío y multimodal.

Tab. A.1: Formas y ecuaciones de las distintas distribuciones de energía modeladas.

	<p>Distribución gaussiana (TEM₀₀)</p>
$I_{prog} = \frac{2P}{\pi w^2} \exp \left[\frac{-2(x^2 + y^2)}{w^2} \right]$	
<p>Distribución cilíndrica uniforme</p>	$I_{prog} = \begin{cases} \frac{2P}{\pi w^2} & \text{si } (x^2 + y^2) \leq w^2 \\ 0 & \text{si } (x^2 + y^2) > w^2 \end{cases}$
	<p>Distribución Top - Hat</p>
$I_{prog} = \frac{P}{4AB} \left[\operatorname{erf} \left(\frac{A - 2x}{2\sqrt{2} \cdot a} \right) + \operatorname{erf} \left(\frac{A + 2x}{2\sqrt{2} \cdot a} \right) \right] \cdot \left[\operatorname{erf} \left(\frac{B - 2y}{2\sqrt{2} \cdot b} \right) + \operatorname{erf} \left(\frac{B + 2y}{2\sqrt{2} \cdot b} \right) \right];$ <p><i>A, B - dimensión de los ejes a, b - dispersión del haz</i></p>	
<p>Distribución multimodal (TEM_{mn})</p>	$I_{mn} = \frac{2P}{\pi w^2} \left[H_m \left(\frac{\sqrt{2}x}{w} \right) \exp \left(\frac{-x^2}{w^2} \right) \right]^2 \cdot \left[H_n \left(\frac{\sqrt{2}y}{w} \right) \exp \left(\frac{-y^2}{w^2} \right) \right]^2$
	<p>Distribución toroide o de centro frío (TEM_{01*})</p>
$I_{01*} = \frac{4P}{\pi w^4} \cdot (x^2 + y^2) \cdot \exp \left[\frac{-2}{w^2} \cdot (x^2 + y^2) \right]$	

Factor de apertura del haz láser

Como se ha comentado en el Apartado II.2.3, el láser es una fuente de luz con forma de cono doble convergente - divergente que se enfoca en un plano llamado foco o plano focal. Este plano es aquel donde el haz presenta menor tamaño y mayor densidad de energía. Uno de los indicadores de calidad del haz láser es el parámetro BPP, que es el que define como es este ángulo de divergencia respecto del diámetro del haz en el plano focal.

Así para programar el efecto de apertura del haz láser, y obtener así una simulación más realista, hay que introducir a las ecuaciones de la distribución de energía la variable espacial Z. Para ello, la variable geométrica característica de las

dimensiones del haz en el plano se debe programar en función de Z. En este caso, como se muestra en la Fig. A.12: Izq., el parámetro característico es el diámetro del haz (w) en todos los casos menos en la distribución Top - Hat que serán las dimensiones A y B, debido a su falta de simetría.

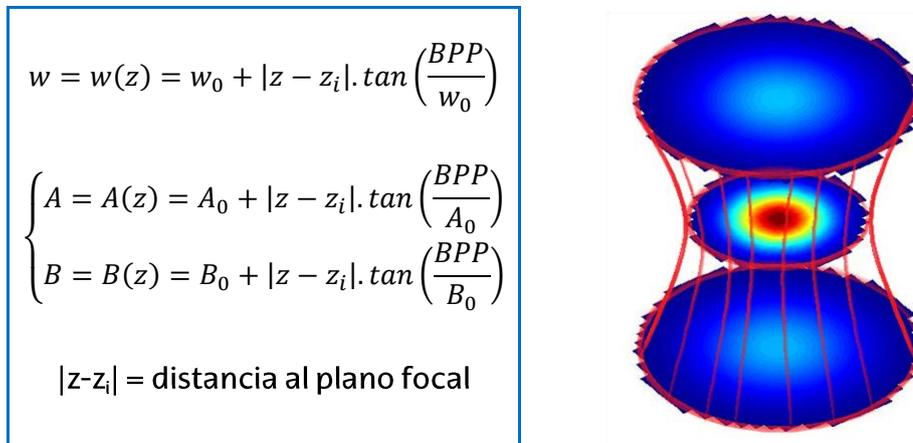


Fig. A.12: Izq. Variación de las distancias características con la distancia al plano focal; Dcha. Distribución de energía de un haz gaussiano en todo el espacio de trabajo

En la Fig. A.12: Dcha., se muestra como sería la distribución de energía característica de un haz gaussiano programada en todo el espacio de trabajo. Se observa con claridad como en el centro del cono convergente divergente el haz es de menor tamaño y la densidad de energía es mayor.

Energía láser sobre la pieza

Tal y como se ha mencionado en el Anexo A1, una fuente láser se puede modelizar mediante una fuente lineal o puntual. En el caso de emplear una fuente lineal, se utilizaría la distribución de energía completa que se muestra en la Fig. A.12: Dcha.

Por otro lado, para modelizar un proceso con fuente láser puntual, se programará un modelo de sombras teniendo en cuenta la geometría de la pieza. Esto es, se programará únicamente la distribución de energía en la superficie de contacto entre haz láser y pieza. Para ello, se proyectan líneas paralelas al eje del láser con la distribución de energía 3D y se usa únicamente el primer punto de la distribución de energía en contacto entre las líneas paralelas al eje y a la geometría de la pieza. Los demás puntos, que están en contacto con la pieza y que sin pieza formarían parte del haz láser, se considera que están a la *sombra* del láser y no son afectados por este. El resultado es la intersección de la pieza con el haz láser 3D.

En la Fig. A.13 se muestra el resultado de simular el campo térmico generado por un pulso láser con velocidad de avance nula sobre una geometría en forma de rampa. Al no estar el láser perpendicular a la rampa y al considerarse un haz láser convergente-divergente se observa como resultado en el campo térmico una elipse deformada. Con esto se demuestra la importancia de la consideración de un haz láser con apertura para la simulación térmica del proceso de TLE sobre piezas de geometría compleja, ya que este efecto distorsionaría el campo térmico generado.

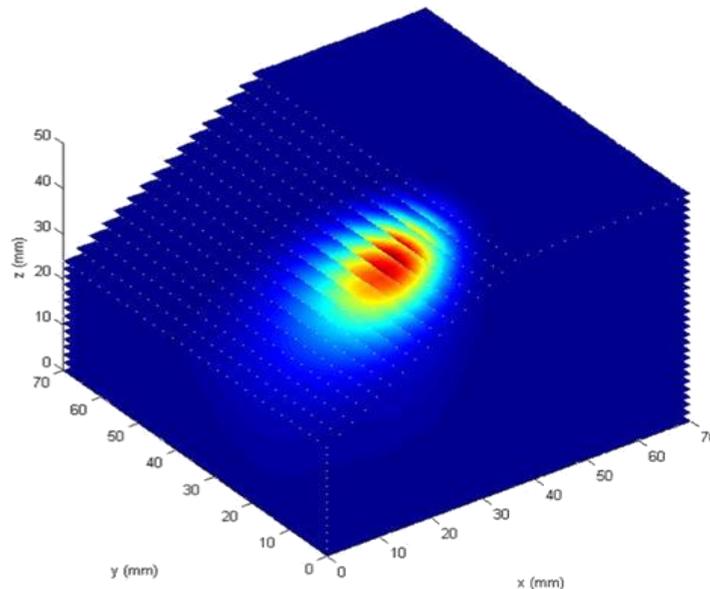


Fig. A.13: Campo térmico de un pulso láser sobre una geometría en rampa considerando el factor de apertura en la distribución de energía en 3D

A.2.6. Modelización de geometrías complejas y de trayectorias en 3 ejes

Para acabar, al modelo se le ha introducido la capacidad de importar geometrías complejas y trayectorias en 3 ejes procedentes de un programa de generación de trayectorias.

Para ello, como se muestra en la Fig. A.14, las trayectorias se introducen directamente de un fichero ISO estándar (APT) procedente de cualquier programa CAM de generación de trayectorias. Por otro lado, la malla del modelo es una malla ajustada a cubos con las mismas dimensiones en X, Y, Z. Por ello, para introducir la geometría se introduce un mallado cualquiera de un sólido procedente de un programa externo generador de mallas y mediante una distancia de ajuste

determinada se genera la malla del modelo. En la Fig. A.14 se observa el resultado final de trayectoria y geometría. En este caso la trayectoria no está sobre la geometría porque por las características del láser y del proceso se trabaja con el haz desenfocado.

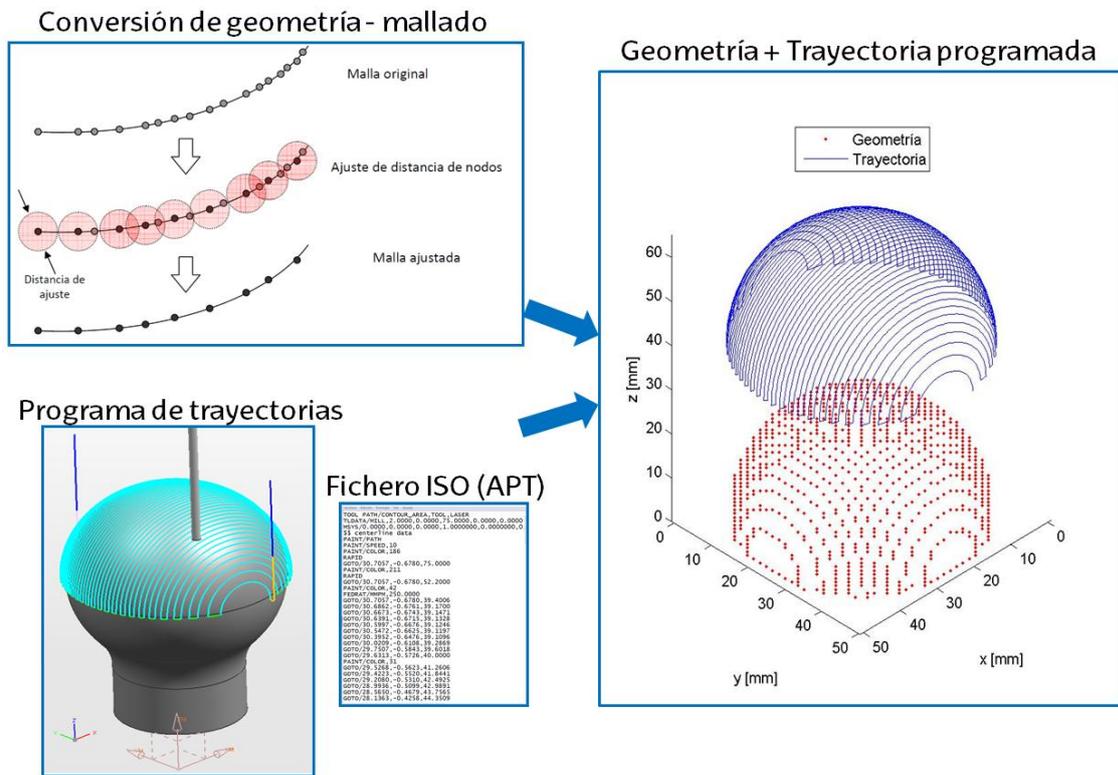


Fig. A.14: Modelización de geometrías complejas y de trayectorias en 3 ejes

BIBLIOGRAFÍA

- [Álvarez, 1992] Álvarez L. F. *Transformaciones de inequilibrio producidas por ciclos anisotérmicos en aceros inoxidables martensíticos tipo 13Cr y 14CrMoV*. Tesis doctoral. Departamento de Ciencia de los Materiales e Ingeniería Metalúrgica de la Universidad Complutense de Madrid, 1992.
- [Antonov, 2007] Antonov V., Iordanova I. *Development and Application of a Numerical Model for Characterization of Thermal Fields during Surface Laser Treatment of Solid Materials*. Bulgarian Journal of Physics, Vol. 34, pp. 295 - 306, 2007.
- [Arrizubieta, 2013] Arrizubieta I., Lamikiz A., Martínez S., Ukar E., Tabernero I., Girot F. *Internal characterization and hole formation mechanism in the laser percussion drilling process*. International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 75, pp. 55 - 62, 2013.
- [ASM, 2000] Sadven Ole A. *ASM Handbook: Mechanical Testing and Evaluation*. ASM International, Vol.8, 2000.
- [ASM, 2011] Kuhn H., Medlin D. *ASM Handbook: Heat treatment*. ASM International, Vol.4, 2011.
- [ASM, 2013] Santhanakrishnan S., Dahotre N.B. *Laser Surface Hardening*. Steel Heat Treating Fundamentals and Processes - ASM Handbook, Vol. 4A, 2013.
- [Aström, 2002] Aström K.J. *PID Control*. Control System Design, pp. 216 -251. Princeton University Press, 2002.
- [Aström, 2004] Aström K.J., Hägglund T. *Revisiting the Ziegler - Nichols step response method for PID control*. Journal of Process Control, Vol. 14, pp. 635 - 650, 2004.

- [Aström, 2009] Aström K.J., Hägglund T. *Control PID avanzado*. PEARSON - Prentice Hall, 2009.
- [Bachmann, 2007] Bachmann F., Loosen P., Poprawe R. *High Power Diode Lasers: Technology and Applications*. Springer, 2007.
- [Badkar, 2010] Badkar D.S., Pandey K.S., Buvanashakaran G. *Effects of laser phase transformation hardening parameters on heat input and hardened-bead profile quality of unalloyed titanium*. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, Vol. 20, pp. 1078 - 1091, 2010.
- [Bala, 2007] Bala P., Pacyna J., Krawczyk J. *The kinetics of phase transformations during tempering of Cr - Mo - V medium carbon steel*. Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, Vol. 20 (1-2), pp. 79 - 82, 2007.
- [Bhadeshia, 1999] Bhadeshia H.K.D.H. *Some phase transformations in steels*. Materials Science and Technology, Vol. 15, pp. 22 - 29, 1999.
- [Bhadeshia, 2003] Bhadeshia H.K.D.H. *A Tribute to Professor 'Jack' Christian*. Journal de Physique IV, Vol. 112, pp. 77 - 25, 2003.
- [Bailey, 2009] Bailey N.S., Tan W., Shin Y.C. *Predictive modeling and experimental results for residual stresses in laser hardening of AISI 4140 steel by a high power diode laser*. Surface & Coatings Technology, Vol. 203, pp. 2003 - 2012, 2009.
- [Begic, 2015] Begic - Hajdarevic D., Bijelonja I. *Experimental and Numerical Investigation of Temperature Distribution and Hole Geometry during Laser Drilling Process*. 25th DAAAM International Symposium on Intelligent Manufacturing and Automation - Procedia Engineering, Vol. 100, pp. 384 - 393, 2015.
- [Benedict, 1983] Benedict G.F. *Method and apparatus for laser hardening of steels*. United States Patent, Patent number: 4.533.400, 1985.
- [Benedict, 1985] Benedict G.F., Eskildsen J. *Method and apparatus for laser gear*

- hardening*. United States Patent, Patent number: 4.539.461, 1985.
- [Bhadeshia, 1999] Bhadeshia H.K.D.H. *Some phase transformations in steels*. Materials Science and Technology, Vol. 15, pp. 22 - 29, 1999.
- [BLACKBIRD, 2016] <http://www.blackbird-robotics.de> (último acceso: 11/11/2016)
- [Blum, 2011] Blum M., Büeler M., Grätzel C., Aschwanden M. *Compact optical design solutions using focus tunable lenses*. Optical Design and Engineering IV, Proc. SPIE 8167, Vol. 8167, 2011.
- [Bojinovic, 2015] Bojinovic M., Mole N., Stok B. *A computer simulation study of the effects of temperature change rate on austenite kinetics in laser hardening*. Surface & Coatings Technology, Vol. 273, pp. 60 - 76, 2015.
- [Boone, 2007] Boone B.T. *Decorative surface treatment for metals*. United States Patent Application Publication, Nº US 2007/0175857 A1, 2007.
- [Braun, 2014] Braun D., Greiner C., Schneider J., Gumbsch P. *Efficiency of laser surface texturing in the reduction of friction under mixed lubrication*. Tribology International, Vol. 77, pp. 142 - 147, 2014.
- [Brecher, 2014] Brecher C., Emonts M., Eckert M., Weinbach M., *Double sided irradiation for laser-assisted shearing of ultra-high strength steels with process integrated hardening*. LANE 2014 - Physics Procedia, Vol. 56, pp. 1427 - 1435, 2014.
- [Brooks, 1996] Brooks C.R., *Principles of the heat treatment of plain carbon and low alloy steels*. ASM International, The materials Information Society, pp. 158, 1996.
- [Caballero, 2014] Caballero F.G., *Microstructure Evolution in Steels*. Encyclopedia of Thermal Stresses, Ed: Springer, pp. 3056 - 3065, 2014.

- [Chen, 2006] Chen H.T., Wu X.Y. *Estimation of surface absorptivity in laser surface heating process with experimental data*. Journal of Physics D: Applied Physics, Vol. 39, pp. 1141 - 1148, 2006.
- [Chen, 2008a] Chen M.F., Chen Y.P., Hsiao W.T., Wu S.Y., Hu C.W., Gu Z.P. *A scribing laser marking system using DSP controller*. Optics and Lasers in Engineering, Vol. 46, pp. 410 - 418, 2008.
- [Chen, 2009] Chen M.F., Chen Y.P., Hsiao W.T. *Correction of field distortion of laser marking systems using surface compensation function*. Optics and Lasers in Engineering, Vol. 47, pp. 84 - 89, 2009.
- [Cordovilla, 2015] Cordovilla F., García - Beltrán A., Dominguez J., Sancho P., Ocaña J.L. *Numerical - experimental analysis of the effect of surface oxidation on the laser transformation hardening of Cr - Mo steels*. Applied Surface Science, Vol. 357, pp. 1236 - 1243, 2015.
- [Cordovilla, 2016] Cordovilla F., García - Beltrán A., Sancho P., Dominguez J., Ruiz de Lara L., Ocaña J.L. *Numerical/experimental analysis of the laser surface hardening with overlapped tracks to design the configuration of the process for Cr - Mo steels*. Materials & Design, Vol. 102, pp. 225 - 237, 2016.
- [Costa, 2009] Costa L., Lansford K., Rajput D., Hofmeister W. *Unique corrosion and wear resistant identification tags via LISI™ laser marking*. Surface & Coatings Technology, Vol. 203, pp. 1984 - 1990, 2009.
- [Craeghs, 2010] Craeghs T., Bechmann F., Berumen S., Kruth J.P. *Feedback control of Layerwise Laser Melting using optical sensors*. LANE 2010 - Physics Procedia, Vol. 5, pp. 505 - 514, 2010.
- [Christian, 1965] Christian J.W. *Physical Properties of Martensite and Bainite*, Special Report 93 - Iron and Steel Institute - London, p.1, 1965.
- [Cuccolini, 2013] Cuccolini G., Orazi L., Fortunato A. *5 Axes computer aided laser milling*. Optics and Lasers in Engineering, Vol. 51, pp. 749 - 760,

- 2013.
- [Czichos, 2011] Czichos H., Saito T., Smith L. *Handbook of Metrology and Testing*. Springer, 2011.
- [Dal, 2016] Dal M., Fabbro R. *An overview of the state of art in laser welding simulation*. Optics & Laser Technology, Vol. 78, pp. 2 - 14, 2016.
- [De Loor, 2013] De Loor R. *Polygon scanner system for ultra short pulsed laser micro - machining applications*. LiM - Physics Procedia, Vol. 41, pp. 537 - 544, 2013.
- [Devesee, 2014] Devesse W., De Baere D., Guillaume P. *Design of a model - based controller with temperature feedback for laser cladding*. LANE 2014 - Physics Procedia, Vol. 56, pp. 210-219, 2014.
- [Dickey, 2014] Dickey F.M. *Laser Beam Shaping: Theory and Techniques*. CRC Press, 2014.
- [DILAS, 2016] www.dilas.com (último acceso: 11/11/2016)
- [DMG MORI, 2016] www.dmgmori.co.jp/en (último acceso: 11/11/2016)
- [Dowden, 2001] Dowden J.M. *The Mathematics of Thermal Modeling: An Introduction to the Theory of Laser Material Processing*. Chapman & Hall / CRC, 2001.
- [Eberle, 2013] Eberle G., Chiron V., Wegener K. *Simulation and realization of a focus shifting unit using a tunable lens for 3D laser material processing*. LiM 2013 - Physics Procedia, Vol. 41, pp. 441 - 447, 2013.
- [Elmer, 2003] Elmer J.W., Palmer T.A., Zhang W., Wood B., DebRoy T. *Kinetic modeling of phase transformations occurring in the HAZ of C - Mn steel welds based on direct observations*. Acta Materialia, Vol. 51, pp. 3333 - 3349, 2003.
- [ERLAS, 2016] <http://www.erlas.de/es/> (último acceso: 11/11/2016)

- [ESI Group, 2016] ESI Group. *SYSWELD - Engineering Simulation Solution for heat treatment, Welding and Welding Assembly*, 2016.
- [Fang, 2013] Fang F.Z., Zhang X.D., Weckenmann A., Zhang G.X., Evans C. *Manufacturing and measurement of freeform optics*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 62, pp. 823 - 846, 2013.
- [Frank, 1963] Frank F.C. *Relation between Structure and Strength in Metals and Alloys*. HMSO London, p. 248, 1963.
- [FRAUNHOFER, 2016] <https://www.fraunhofer.de/> (último acceso: 11/11/2016)
- [Gabilondo, 2014] Gabilondo A., Domínguez J., Soriano C., Ocaña J.L. *Method and system for laser hardening of a surface of a workpiece*. Registered Patent, N° WO2014037281 A3, 2014.
- [Geijselaers, 2003] Geijselaers, H.J.M. *Numerical Simulation of Stresses due to Solid State Transformations: The Simulation of Laser Hardening*. Tesis Doctoral. University of Twente. Enschede, 2003.
- [Ghamesi, 2012] Ghasemi S.H., Lafouti M. *A beam shaping design for coupling high power diode laser stack to fiber with capability of spectral narrowing and stabilizing*. Optics Communications, Vol. 285, pp. 2879 - 2882, 2012.
- [Gibson, 2009] Gibson M., Tyrer J., Higginson R. *Direct metal deposition melt pool temperature distribution control through novel holographic beam shaping, allowing improved mechanical and corrosion properties*. ICALEO 2009 - 28th International Congress on Applications of Lasers and Electro - Optics, Congress Proceedings 102, pp. 545 - 551, 2009.
- [Gibson, 2012] Gibson M. *The use of custom beam profiles in laser deposition*. Tesis Doctoral. Doctor of Philosophy of Loughborough University, 2012.

- [GNCláser, 2016] www.gnclaser.es (último acceso: 11-11-2016)
- [Gould, 1959] Gould G. *"The LASER, Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation"*. The Ann Arbor Conference on Optical Pumping, the University of Michigan. In Franken, P.A. and Sands, R.H. (Eds.). pp. 128, 1959.
- [Hagino, 2010] Hagino H., Shimizu S., Ando H., Kikuta H. *Design of a computer-generated hologram for obtaining a uniform hardened profile by laser transformation hardening with a high - power diode laser*. Precision Engineering, Vol. 34, pp. 446 - 452, 2010.
- [Hansen, 2014] Hansen K.S., Kristiansen M., Olsen F.O. *Beam shaping to control of weld pool size in width and depth*. LANE 2014 - Physics Procedia, Vol. 56, pp. 467 - 476, 2014.
- [Hernández, 2014] Hernández P. *Modelización de tensiones residuales y distorsiones en temple láser con ópticas de escaneo*. Proyecto de Ingeniería Industrial - Escuela Técnica Superior de Ingeniería de Bilbao, 2014.
- [Hirai, 2005] Hirai T., Fuse K., Kurisu K., Ebata K. *Development of diffractive beam homogenizer*. SEI Technical Review, Vol. 60, pp. 17 - 23, 2005.
- [Hoffmann, 2003] Hoffmann P., Dierken R. *Temperature controlled hardening of single part tools for automotive industry with high power diode laser systems*. LiM 2003 - Proceedings of the Second International WLT, Munich, 2003.
- [Hoffmann, 2013] Hoffmann P., Dierken R. *Recent developments in laser machining of tools*. International Journal of Microstructure and Materials Properties, Vol. 8, pp. 73 - 86, 2013.
- [HOMAG, 2016] <http://www.homag.com> (último acceso:11/11/2016)
- [Hömberg, 2006] Hömberg D., Weiss W. *PID Control of Laser Surface Hardening*

- of Steel*. IEEE Transactions on Control Systems Technology, Vol. 14, No. 5, pp. 896 - 904, 2006.
- [Huiping, 2007] Huiping L., Guoqun Z., Shanting N., Chuanzhen H. *FEM simulation of quenching process and experimental verification of simulation results*. Materials Science and Engineering, Vol. A 452 - 453, pp. 705 - 714, 2007.
- [Huiping, 2015] Huiping L., Lianfang H., Kang G., Rui J., Chunzhi Z., Musen L. *Numerical simulation and experimental investigation on the induction hardening of a ball screw*. Materials and Design, Vol.87, pp. 863 - 876, 2015.
- [IMPAC, 2004] *Pyrometer - Handbook. Non - Contact Thermometry*. IMPAC Infrared GmbH, 2004.
- [Ion, 2002] Ion J. C. *Laser Transformation Hardening*. Surface Engineering, Vol. 18, No.1, pp.14 - 31, 2002.
- [IPG, 2016] www.ipgphotonics.com (último acceso: 11/11/2016)
- [ISF, 2002] ISF - Welding and Joining Institute, *TTA - TTT Diagrams*. Welding Metallurgy, 2002.
- [ISO 11146-1/2, 2006] UNE-EN ISO 11146 - *Métodos de ensayo para anchuras del haz láser, ángulos de divergencia y factor de propagación del haz*. Norma Española, AENOR, 2006.
- [ISO 11554, 2007] UNE-EN ISO 11554 - *Métodos de ensayo para la potencia, la energía y las características temporales de un haz láser*. Norma Española, AENOR, 2007.
- [ISO 13694, 2001] UNE-EN ISO 13694 - *Métodos de ensayo de la distribución de densidad de potencia [energía] del haz láser*. Norma Española, AENOR, 2001.
- [Kaldos, 2004] Kaldos A., Pieper H.J., Wolf E., Krause M. *Laser machining in die making - a modern rapid tooling process*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 155 - 156, pp. 1815 -1820, 2004.

- [Kim, 2001] Kim J.D., Jung J.K., Jeon B.C., Cho C.D. *Wide band laser heat treatment using pyramid polygon mirror*. Optics and Lasers in Engineering, Vol. 35, pp. 285 - 297, 2001.
- [Komanduri, 2004] Komanduri R., Hou Z.B. *Thermal analysis of laser surface transformation hardening - optimization of process parameters*. International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 44, pp. 991 - 1008, 2004.
- [Kou, 1983] Kou S., Sun D.K., Le Y.P. *A Fundamental Study of Laser Transformation Hardening*. Metallurgical Transactions A, Vol. 14A, pp. 643 - 653, 1983.
- [Kratky, 2009] Kratky A., Schuöcker D., Liedl G. *Processing with kW fiber lasers: advantages and limits*. XVII International Symposium on Gas Flow, Chemical Lasers, and High -Power Lasers, Proc. of SPIE Vol. 7131, pp. 71311X1 - 71311X12, 2009.
- [Kubiak, 2015] Kubiak M., Piekarska W., Stano S. *Modelling of laser beam heat source based on experimental research of Yb:YAG laser power distribution*. International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 83, pp. 679 - 689, 2015.
- [Kumar, 2015] Kumar K.S. *Numerical Modeling and Simulation of a Butt Joint Welding of AISI 316L Stainless Steels Using a Pulsed Laser Beam*. Materials Today: Proceedings, Vol. 2, pp. 2256 - 2266, 2015.
- [Lacasta, 2014] Lacasta A., Morales-Hernández M., Brufau P., García-Navarro P. *Simulation of PID control applied to irrigation channels*. Procedia Engineering, Vol. 70, pp. 978 - 987, 2014.
- [Lakhkar, 2008] Lakhkar R.S., Shin Y.C., Krane M.J. *Predictive modeling of multi-track laser hardening of AISI 4140 steel*. Materials Science and Engineering A, Vol. 480, pp. 209 - 217, 2008.
- [Lambiase, 2013] Lambiase F., Di Ilio A.M., Paoletti A. *Prediction of laser hardening by means of neural network*. Procedia CIRP, Vol. 12,

- pp. 181 - 186, 2013.
- [Lamikiz, 2008] Lamikiz A. *Aplicaciones del láser en fabricación*. Máster en Ingeniería Mecánica: Diseño y Fabricación. Escuela Técnica Superior de Ingeniería de Bilbao (UPV/EHU), 2008.
- [LaserComps., 2016] www.lasercomponents.com (último acceso: 11/11/2016)
- [LaserTherm, 2016] www.lasertherm.com (último acceso: 11/11/2016)
- [Lawrence, 2010] Lawrence J., Pou J., Low D.K.V., Toyserkani E. *Advances in laser materials processing: Technology, research and applications*. CRC Press, 2010.
- [Lee, 2013] Lee D., Patwa R., Herfurth H., Mazumder J. *High speed remote laser cutting of electrodes for lithium - ion batteries: Anode*. Journal of Power Sources, Vol. 240, pp. 368 - 380, 2013.
- [Leunda 2014] Leunda J., García-Navas V., Soriano C., Sanz C. *Effect of laser tempering of high alloy powder metallurgical tool steels after laser cladding*. Surface & Coatings Technology, Vol. 259, pp. 570 - 576, 2014.
- [Leung, 2007] Leung M.K.H., Man H.C., Yu J.K. *Theoretical and experimental studies on laser transformation hardening of steel by customized beam*. International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 50, pp. 4600 - 4606, 2007.
- [Löffler, 2013] Löffler K. *Developments in disk laser welding*. Handbook of Laser Welding Technologies, pp. 73 - 102. Woodhead publishing, 2013.
- [LumaSense, 2016] www.lumasenseinc.com (último acceso: 11/11/2016)
- [Luo, 2005] Luo X., Cheng K., Webb D., Wardle F. *Design of ultraprecision machine tools with applications to manufacture of miniature and micro components*. Journal of Materials Processing Technology, Vol.167, pp. 515 - 528, 2005.

- [Maalekian, 2007] Maalekian M. *The Effects of Alloying Elements on Steels (I)*. Christian Doppler Laboratory for Early Stages of Precipitation - Universidad Técnica de Graz, 2007.
- [Magnabosco, 2006] Magnabosco I., Ferro P., Tiziani A., Bonollo F. *Induction heat treatment of a ISO C45 steel bar: Experimental and numerical analysis*. Computational Materials Science, Vol. 35, pp. 98 - 106, 2006.
- [Maiman, 1960] Maiman T.H., *Stimulated optical radiation in ruby*. Nature, 1960.
- [Martínez, 2010] Martínez S., Ukar E., Lamikiz A., Liebana F.; Del Pozo D.; Sobrado J.; Villaseca R.; Saitua I. *Desarrollo de una herramienta para la predicción del campo térmico en operaciones de tratamiento superficial mediante láser incluyendo los cambios de fase*. 18 Congreso de Máquinas-Herramienta y Tecnologías de Fabricación, Donosti - San Sebastian, 10 - 12 nov. 2010.
- [Martínez, 2012^a] Martínez S., Lamikiz A., Tabernero I., Ukar E. *Laser hardening process with 2D scanning optics*. LANE 2012 - Physics Procedia, Vol. 39, pp. 309 - 317, 2012.
- [Martínez, 2012^b] Martínez S., Lamikiz A., Figueras J., López de Lacalle L.N. *Desarrollo del proceso de temple por láser mediante el empleo de ópticas móviles*. VII COBIM - VII Congreso Bolivariano de Ingeniería Mecánica, Cuzco, 2012.
- [Martínez, 2012^c] Martínez S., Ukar E., Lamikiz A., Tabernero I., Liebana F. *Laser hardening model development based on a semi-empirical approach*. International Journal of Mechatronics and Manufacturing Systems, Vol. 5, No. 3/4, pp. 247 - 262, 2012.
- [Martínez, 2016] Martínez S., Lamikiz A., Ukar E., Tabernero I., Arrizubieta I. *Control loop tuning by thermal simulation applied to the laser transformation hardening with scanning optics process*.

- Applied Thermal Engineering, Vol. 98, pp. 49 - 60, 2016.
- [LASCON, 2016] www.ma-info.de/en (último acceso: 11/11/2016)
- [Mincuzzi, 2016] Mincuzzi G. , Gemini L., Faucon M., Kling R., *Extending ultra - short pulse laser texturing over large area*. Applied Surface Science, Vol. 386, pp. 65 - 71, 2016.
- [Nanesa, 2015] Nanesa H.G., Jahazi M., Naraghi R. *Martensitic transformation in AISI D2 tool steel during continuous cooling to 173 K*. Journal of Materials Science, Vol. 50, pp. 5758 - 5768, 2015.
- [Neil, 2009] Neil S.B., Wenda T., Yung C.S. *Predictive modeling and experimental results for residual stresses in laser hardening of AISI 4140 steel by a High Power Diode Laser*. Surface & Coatings Technology, Vol. 203, pp. 2003 - 2012, 2009.
- [Nguyen, 2015] Nguyen Q., Yang C.Y. *A sequential method to determine the surface absorptivity in the process of laser surface hardening*. International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol.95, pp. 224 - 229, 2016.
- [NIT, 2016] www.niteurope.com (último acceso: 11/11/2016)
- [Ocylok, 2014] Ocylok S., Alexeev E., Mann S., Weisheit A., Wissenbach K., Kelbassa I. *Correlations of melt pool geometry and process parameters during laser metal deposition by coaxial process monitoring*. LANE 2014 - Physics Procedia, Vol. 56, pp. 228 - 238, 2014.
- [Oliveira, 2007] Oliveira F.L.G., Andrade M.S., Cota A.B. *Kinetics of austenite formation during continuous heating in a low carbon steel*. Materials Characterization, Vol. 58, pp. 256 - 261, 2007.
- [Optris, 2014] Optris infrared thermometers. *Basic Principles Of Non - Contact Temperature Measurement*. Innovative Infrared Technology, 2014.
- [Orazi, 2010] Orazi L., Fortunato A., Cuccolini G., Tani G. *An efficient model*

for laser surface hardening of hypo - eutectoid steels. *Applied Surface Science*, Vol. 256, pp. 1913 - 1919, 2010.

- [Orazi, 2014] Orazi L., Liverani E., Ascari A., Fortunato A., Tomesani L. *Laser surface hardening of large cylindrical components utilizing ring spot geometry*. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 63, pp. 233 - 236, 2014.
- [ORC, 2016] www.orc.soton.ac.uk (último acceso: 11/11/2016)
- [Overton, 2015] Overton G., Belforte D. A., Noguee A., Holton C. *Laser Marketplace 2015: Lasers surround us in the Year of Light*. *Laser Focus World*, Vol. 51, N°2, 2015.
- [Parker, 2010] Parker K. *Laser hardening heats up*. *Industrial laser solutions for manufacturing*, Edición electrónica, 11/01/2010.
- [Patwa, 2007] Patwa R., Shin Y.C. *Predictive modeling of laser hardening of AISI5150H steels*. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 47, pp. 307 - 320, 2007.
- [Pauskar, 2009] Pauskar P.M., Shivpuri R. *Simulation of Microstructural Evolution in Steels*, *Fundamentals of Modeling for Metals Processing*, Vol. 22A, pp. 491 - 509, 2009.
- [Pereloma, 2012] Pereloma E., Edmonds D.V. *Phase transformations in steels. Volume 1: Fundamentals and diffusion - controlled transformations*. Woodhead Publishing Limited, 2012.
- [Pérez, 2010] Pérez J.A., Orosa J.A. *Neural modeling of laser surface treatments*. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 46, pp. 605 - 610, 2010.
- [Pfefferkorn, 2013] Pfefferkorn F.E., Duffie N.A., Li X., Vadali M., Ma C. *Improving surface finish in pulsed laser micro polishing using thermocapillary flow*. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 62, pp. 203 - 206, 2013.
- [Poprawe, 2011] Poprawe R. *Tailored Light 2: Laser Application Technology*.

Springer, 2011.

[PRIMAPOWER, 2016] <http://www.primapower.com> (ultimo acceso:11/11/2016)

[Purtonen, 2014] Purtonen T., Kalliosaari A., Salminen A. *Monitoring and adaptive control of laser processes*. LANE 2014 - Physics Procedia, Vol. 56, pp. 1218 - 1231, 2014.

[Ramos, 2013] Ramos J.C., Remírez R.A. *Fórmulas, Tablas y Figuras de Tecnología Energética*. Apuntes de Tecnología Energética. Escuela de Ingenieros de la Universidad de Navarra - TECNUN, 2013.

[Rashed, 2013] Rashed C.A.A., Romoli L., Tantussi F., Fuso F., Burgener M., Cusanelli G., Allegrini M., Dini G. *Water jet guided laser as an alternative to EDM for micro - drilling of fuel injector nozzles: A comparison of machined surfaces*. Journal of Manufacturing Processes, Vol. 15, pp. 524 - 532, 2013.

[Roberts, 1998] Roberts G., Krauss G., Kennedy R. *TOOL STEELS - 5th Edition*. ASM International, 1998.

[Rodríguez, 2015] Rodríguez A. *Mejora funcional de superficies en componentes mecánicos mediante bruñido hidrostático con bola*. Tesis Doctoral. Departamento de Ingeniería Mecánica, Universidad del País Vasco (UPV/EHU), 2015.

[ROFIN, 2016] www.rofin.com (ultimo acceso: 11/11/2016)

[Rowshan, 2007] Rowshan R. *Process control during laser transformation hardening*. Tesis Doctoral. Faculty of mechanical engineering, University of Miskolc. Hungary, 2002.

[Saavedra, 2003] Saavedra E. *Simulación numérica de procesos de tratamiento térmico superficial de aceros con láser de potencia*. Tesis Doctoral. Universidade Da Coruña, 2003.

[Schuöcker, 2014] Schuöcker D., Aichinger J., Majer R., Spitzer O., Rau A., Harrer Th. *Improved laser hardening process with temperature control*

avoiding surface degradation. LANE 2014 - Industrial paper, pp. 1 - 5, 2014.

- [Seifert, 2014] Seifert M., Anhalt K., Baltruschat C., Bonss S., Brenner B. *Precise temperature calibration for laser heat treatment*. Journal of Sensors and Sensor System, Vol. 3, pp. 47 - 54, 2014.
- [SensorTherm, 2016] www.sensortherm.de/en (último acceso: 11/11/2016)
- [Sharkey, 1991] Sharkey S.J., Brookfield D.J., Steen W.M. *Software for real time temperature control*. University of Liverpool - UK, pp. 93 - 97, 1991.
- [Skvarenina, 2006] Stephen Skvarenina, Yung C. Shin. *Predictive modeling and experimental results for laser hardening of AISI 1536 steel with complex geometric features by a high power diode laser*. Surface & Coatings Technology, Vol. 201, pp. 2256 - 2269, 2006.
- [Stähli, 1981] Stähli G. *Physical and materials - related problems in short - time surface - hardening of steel using high frequency laser and electron beams*. Tribology International, Vol. 14, Issue 2, pp. 101 - 106, 1981.
- [Standfuss, 2015] Standfuss J., Jahn A., Wagner M., Bellman J., Beyer E. *Innovative laser processes for lightweight constructions. Industrial laser solutions for manufacturing*, Edición electrónica, 07/014/2015.
- [Tabernero, 2010] Tabernero I., Martínez S. *Lo que el láser permite*. IMHE – Información sobre tecnologías de fabricación, Vol. 376, pp. 26 - 30, 2010.
- [Tani, 2008] Tani G., Orazi L., Fortunato A. *Prediction of hypo eutectoid steel softening due to tempering phenomena in laser surface hardening*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 57, pp. 209 - 212, 2008.

- [Thermo - Calc, 2016] <http://www.thermocalc.com> (último acceso: 11/11/2016)
- [ThyssenKrupp, 2016] ThyssenKrupp Aceros y Servicios S.A., *Cold Work Tool Steel - THYRODUR® 2379*, pp. 52 - 53, 2016.
- [Tobar, 2005] Tobar M.J., Álvarez C., Amado J.M., Ramil A., Saavedra E., Yáñez A. *Laser transformation hardening of a tool steel: Simulation - based parameter optimization and experimental results*. Surface & Coatings Technology, Vol. 200, pp. 6362 - 6367, 2006.
- [Totten, 1993] Totten G.E., Bates C.E., Clinton N.A. *Handbook of Quenchants and Quenching Technology*. ASM International, 1993.
- [Totten, 1997] Totten G.E., Howes M.A.H. *Steel Heat treatment Handbook*. Marcel Dekker, Inc, 1997.
- [Träger, 2007] Träger F. *Handbook of Lasers and Optics*. Springer, 2007.
- [TRUMPF, 2016] www.trumpf.com (último acceso: 11/11/2016)
- [Ukar, 2012] Ukar E., Lamikiz A., Martínez S., Tabernero I., Liébana F., Etayo J.M. *Caracterización del movimiento de un escáner 2D para el guiado de un haz láser*. XIX CNIM - XIX Congreso Nacional de Ingeniería Mecánica. Castellón, 2012.
- [Ukar, 2013] Ukar E., Lamikiz A., Martínez S., Estalayo F., Tabernero I. *Laser polishing of GGG70L cast iron with 2D scan - head*. MESIC 2013 - Procedia Engineering, Vol. 63, pp. 53 - 59, 2013.
- [Ukar, 2014] Ukar E., Martínez S., Tabernero I., Liébana F. *Integración de cabezal láser y máquina para marcado de grandes dimensiones*. XX CNIM - XX Congreso Nacional de Ingeniería Mecánica. Málaga, 2014.
- [Ukar, 2015] Ukar E., Lamikiz A., Martínez S., Arrizubieta I. *Laser Texturing with Conventional Fiber Laser*. Procedia Engineering, Vol. 132, pp. 663 - 670, 2015.

- [Vetrovec 2004] Vetrovec J., Shah R., Endo T., Koumvakalis A., Masters K., Wooster W., Widen K., Lassovsky S. *Progress in the Development of Solid-State Disk Laser*. SPIE LASE 2004 Conference, paper 5332 - 26, 2004.
- [Wang, 2000] Wang J.T., Weng C.I., Chang J.G., Hwang C.C. *The influence of temperature and surface conditions on surface absorptivity in laser surface treatment*. Journal of Applied Physics, Vol. 87, pp. 3245 - 3253, 2000.
- [Wellburn, 2014] Wellburn D., Shang S., Wang S.Y., Sun Y.Z., Cheng J., Liang J., Liu C.S. *Variable beam intensity profile shaping for layer uniformity control in laser hardening applications*. International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 79, pp. 189 - 200, 2014.
- [Wetzig, 2013] Wetzig A. *Developments in beam scanning (remote) technologies and smart beam processing*. Handbook of Laser Welding Technologies, pp. 422 - 433. Woodhead publishing, 2013.
- [Winczek, 2012] Winczek J., Kulawik A. *Dilatometric and hardness analysis of C45 steel tempering with different heating - up rates*. METALURGIJA, Vol. 51-1, pp. 9 - 12, 2012.
- [Wippo, 2012] Wippo V., Devrient M., Kern M., Jaeschke P., Frick T., Stute U., Schmidt M., Haferkam H. *Evaluation of a pyrometric-based temperature measuring process for the laser transmission welding*. LANE 2012 - Physics Procedia, Vol. 39, pp. 128 - 136, 2012.
- [Yoshii, 2006] Yoshii T., *Hardening method and apparatus utilizing laser beams*. United States Patent, N° US 7.154.067 B2, 2006.
- [Zhang, 2002] Zhang W., Elmer J.W., DebRoy T. *Modeling and real time mapping of phases during GTA welding of 1005 steel*. Materials Science and Engineering, Vol. 333 pp. 320 - 335, 2002.

- [Zhang, 2010] Zhang P. *Industrial control system simulation routines*. Advanced Industrial Control Technology, pp. 781 - 810. Elsevier, 2010.
- [Zhu, 2016] Zhu S., Wang Z., Qin X., Mao H., Gao K. *Theoretical and experimental analysis of two - pass spot continual induction hardening of AISI 1045 steel*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 229, pp. 814 - 825, 2016.
- [Ziegler, 1942] Ziegler J.G., Nichols N.B., Rochester N.Y. *Optimum settings for automatic controllers*. Transactions of the A.S.M.E., pp. 759 - 768, November 1942.