

Departamento de Física Aplicada a la Ingeniería Industrial
Escuela Técnica Superior de Ingenieros Industriales

**DESARROLLO Y VALIDACIÓN DE UN MODELO
COMPUTACIONAL PARA LA PREDICCIÓN Y
CARACTERIZACIÓN DE PROCESOS DE
TRATAMIENTO TÉRMICO SUPERFICIAL DE
MATERIALES CON LÁSER.**

Autor: Ángel GARCÍA y BELTRÁN
Ingeniero Industrial por la E.T.S.I.I. de Madrid

Director: José Luis OCAÑA MORENO
Doctor Ingeniero Industrial por la E.T.S.I.I. de Madrid

En primer lugar deseo expresar mi agradecimiento al director de esta tesis, D. José Luis Ocaña Moreno, por creer en mí desde el primer momento, y por su constante estímulo, apoyo y orientación.

Gracias al Departamento de Física Aplicada de la ETSIIM, y en particular a sus sucesivos directores, D. Juan José Scala Estalella y D. Ángel María Sánchez Pérez, por los medios puestos a mi disposición para la realización de este trabajo.

Gracias a D. Ramón Oliver Pina por aceptar ser el tutor de este trabajo.

Gracias a mis compañeros, y sobre todo amigos, del grupo de investigación, D^a María Linarejos Gámez, D^a Berta Gámez, D. Fernando Herrero, D. Álvaro Lavín, D. Pedro Antonio Martínez, D. Carlos Luis Molpeceres y D. Pablo Solana. A D. José Antonio Muñoz por su insustituible esfuerzo en la obtención de resultados con el código ANSYS. A D. Alberto Toro por obligarme a finalizar algunos algoritmos en tiempo *record*. A D. Alberto Cuesta, D^a Consuelo Martínez y D. Manuel Peña por estar siempre dispuestos para todo. Gracias a Silvestre por funcionar veinticuatro horas al día y siete días a la semana...

Gracias a la División de Informática Industrial de la ETSIIM, y especialmente a D. José Alberto Jaén, D^a Raquel Martínez, D. Sergio Rafael Coronado y D. Julio Antonio Martín por su apoyo, medios, colaboración, estímulo, comprensión, humor e ilimitada paciencia durante todos estos días. Gracias a Roraima por no abandonarme en las tinieblas.

Gracias al Departamento de Óptica y Optometría de la Universidad Politécnica de Cataluña, y en particular a D. Ferrán Laguarda, D^a Nuria Lupón, D. Jesús Armengol y D. Fidel Vega, por la realización de las pruebas experimentales y por el planteamiento de problemas, convertidos casi en retos, cada vez más interesantes.

Gracias a la División de Siderurgia de la ETSIIM, y muy especialmente, al profesor D. Vicente Lorenzo por su inestimable ayuda, asesoramiento y orientación en la obtención de los resultados metalúrgicos.

Gracias a los que me han soportado, no se han olvidado y han cuidado de mí durante la realización de este trabajo.

Quiero dar gracias a Dios por su constante apoyo y por haberme permitido conocer y trabajar con los antes mencionados.

A mi familia

ÍNDICE DE LA TESIS

PLANTEAMIENTO Y RESUMEN DE LA TESIS.	v
ESTRUCTURACIÓN DE LA TESIS.	vii
LISTA DE SÍMBOLOS.	ix
1. LÁSERES, INDUSTRIA Y TRATAMIENTO SUPERFICIAL DE MATERIALES.	1
1.1. LÁSERES E INDUSTRIA.	1
1.1.1. El láser como herramienta de producción.	3
1.2. SISTEMAS LÁSER.....	4
1.2.1. Características y tipos de láseres.	5
1.2.2. Propiedades del haz.	6
1.2.3. Sistemas ópticos y conformado y distribución de intensidad del haz.	7
1.3. PROCESOS DE TRATAMIENTO SUPERFICIAL.....	9
1.3.1. Clasificación de los procesos de tratamiento superficial.....	9
1.3.1.1. <i>Tratamientos térmicos</i>	10
1.3.1.2. <i>Tratamientos termoquímicos</i>	11
1.3.1.3. <i>Tratamientos termomecánicos</i>	13
2. PROCESOS DE TRATAMIENTO TÉRMICO SUPERFICIAL DE MATERIALES CON LÁSER.	14
2.1. INTERACCIÓN LÁSER-MATERIA.	15
2.1.1. Propagación de ondas electromagnéticas en la materia.....	15
2.1.2. Mecanismos de deposición de energía de la radiación láser en un medio material.....	17
2.1.3. Reflectancia y absorptancia de la superficie del material.....	18
2.1.3.1. <i>Influencia de la longitud de onda de la radiación</i>	20
2.1.3.2. <i>Influencia del ángulo de incidencia y de la polarización del haz</i>	21
2.1.3.3. <i>Influencia de la intensidad del haz</i>	22
2.1.3.4. <i>Influencia de la temperatura de la superficie del material</i>	22
2.1.3.5. <i>Influencia del estado de la superficie del material</i>	23
2.1.4. Métodos de modificación de la absorptancia superficial.....	23
2.1.4.1. <i>Uso de revestimientos absorbentes superficiales</i>	24
2.1.4.2. <i>Polarización de la radiación</i>	26
2.1.4.3. <i>Pre-calentamiento</i>	26
2.1.4.4. <i>Aumento de la rugosidad superficial</i>	26
2.1.5. Métodos de determinación de la absorptancia superficial.....	26
2.2. TRANSMISIÓN DEL CALOR EN PROCESOS DE TRATAMIENTO TÉRMICO SUPERFICIAL.	28
2.2.1. Ecuación de la transferencia de energía por vía térmica.	28
2.2.2. Pérdidas por convección.....	31

2.2.3.	Pérdidas por radiación.	32
2.3.	ASPECTOS METALÚRGICOS Y CARACTERÍSTICAS DE LOS MATERIALES.	34
2.3.1.	Metales y aleaciones férricas.	34
2.3.2.	Temple y temple superficial de aleaciones férricas	40
2.3.3.	Procedimientos de tratamiento térmico superficial de acero.	41
2.3.4.	Otros metales de interés.	43
2.3.5.	Materiales no metálicos.	43
2.3.6.	El láser como herramienta de procesos de tratamiento térmico superficial.	44
3.	MODELOS DE SIMULACIÓN DE PROCESOS DE TRATAMIENTO TÉRMICO SUPERFICIAL CON LÁSER.	46
3.1.	TIPOS DE MODELOS Y ALCANCE DE LOS MISMOS.	46
3.2.	MODELOS ANALÍTICOS.	48
3.2.1.	Procesos estáticos	48
3.2.1.1.	<i>Casos unidimensionales.</i>	48
3.2.1.2.	<i>Casos bidimensionales.</i>	54
3.2.2.	Procesos dinámicos.	59
3.2.2.1.	<i>Casos bidimensionales.</i>	59
3.2.2.2.	<i>Casos tridimensionales.</i>	60
3.2.3.	Aplicaciones particulares de los modelos analíticos.	61
3.3.	MODELOS NUMÉRICOS.	63
3.3.1.	Modelos unidimensionales.	63
3.3.2.	Modelos bidimensionales.	64
3.3.3.	Modelos tridimensionales.	64
4.	DESARROLLO DE UN MODELO COMPUTACIONAL PARA LA PREDICCIÓN Y CARACTERIZACIÓN DE LAS CONDICIONES DE TRATAMIENTO TÉRMICO SUPERFICIAL DE MATERIALES CON LÁSER.	67
4.1.	INTRODUCCIÓN.	67
4.2.	LOS CÓDIGOS DE CÁLCULO NUMÉRICO TOPAZ Y TOPAZ3D.	67
4.2.1.	Características principales.	67
4.2.2.	Base teórica.	68
4.2.3.	Datos de entrada y de salida de los códigos	75
4.2.3.1.	<i>Especificación de las condiciones de las simulaciones en el archivo de entrada de datos de los códigos.</i>	76
4.3.	ADAPTACIÓN, MODIFICACIÓN E INTRODUCCIÓN DE MEJORAS EN LOS CÓDIGOS DE CÁLCULO DE PARTIDA.	79

4.3.1.	Modificación e incorporación de código y rutinas de cálculo originales.....	79
4.3.2.	Desarrollo de algoritmos para la definición de las condiciones del proceso.....	80
4.3.2.1.	<i>Diseño y generación de la malla.....</i>	80
4.3.2.2.	<i>Condiciones de contorno y parámetros del proceso.....</i>	82
4.3.2.3.	<i>Definición de las condiciones de contorno para el flujo debido a la intensidad láser.....</i>	86
4.3.3.	La absorptividad y la transmisión de la radiación en el seno del material.....	95
4.3.4.	Definición y desarrollo de un entorno de trabajo para el usuario y su interconexión con un entorno experimental.....	97
5.	RESULTADOS DE LAS SIMULACIONES DE LOS PROCESOS DE TRATAMIENTO TÉRMICO SUPERFICIAL DE MATERIALES CON LÁSER.....	100
5.1.	ANÁLISIS DE LA CONSISTENCIA NUMÉRICA DE LOS CÓDIGOS.....	100
5.1.1.	Convergencia.....	100
5.1.2.	Estabilidad.....	108
5.1.3.	Precisión de los códigos de cálculo.....	108
5.1.3.1.	<i>Influencia de la discretización espacial y temporal.....</i>	108
5.1.3.2.	<i>Comparación del código numérico bidimensional con un modelo analítico.....</i>	115
5.1.3.3.	<i>Comparación del código numérico tridimensional con el código de cálculo numérico de uso general ANSYS.....</i>	121
5.1.4.	Análisis de la sensibilidad de los códigos para los datos de entrada.....	128
5.1.4.1.	<i>Capacidad calorífica a presión constante del material.....</i>	130
5.1.4.2.	<i>Conductividad térmica del material.....</i>	132
5.1.4.3.	<i>Difusividad térmica del material.....</i>	135
5.1.4.4.	<i>Tamaño del haz.....</i>	138
5.2.	RESULTADOS DE LOS PROCESOS DE TRATAMIENTO TÉRMICO SUPERFICIAL DE ACERO.....	140
5.2.1.	Influencia de la distribución transversal de intensidad del haz.....	140
5.2.2.	Influencia de la variación de la absorptancia superficial con la temperatura.....	150
5.3.	RESULTADOS DE LOS PROCESOS DE TRATAMIENTO TÉRMICO SUPERFICIAL DE VIDRIO.....	159
5.3.1.	Influencia de la absorptividad del material.....	160

5.3.2.	Procesos estáticos con una distribución transversal de intensidad uniforme.	167
5.3.3.	Procesos estáticos con una distribución transversal de intensidad según un patrón interferencial 1.	174
5.3.4.	Procesos estáticos con una distribución transversal de intensidad según un patrón interferencial 2.	182
5.3.6.	Procesos dinámicos con una distribución transversal de intensidad según un patrón interferencial 2.	188
5.3.7.	Procesos dinámicos con una distribución transversal de intensidad según un patrón interferencial 3.	194
5.4.	RESULTADOS DE LOS PROCESOS DE TRATAMIENTO TÉRMICO SUPERFICIAL DE NÍQUEL.	199
5.4.1.	Procesos estáticos con una distribución transversal de intensidad uniforme.	200
5.4.2.	Procesos estáticos con una distribución transversal de intensidad según un patrón interferencial 1.	205
5.4.3.	Procesos estáticos de vitrificado láser	210
6.	VALIDACIÓN EXPERIMENTAL DEL MODELO DESARROLLADO.....	215
6.1.	DEFINICIÓN DEL PLAN DE VALIDACIÓN EXPERIMENTAL.	215
6.1.1.	Condiciones de los procesos.....	216
6.1.2.	Parámetros de los procesos.....	218
6.2.	RESUMEN DE LOS RESULTADOS EXPERIMENTALES.	219
6.3.	CONTRASTACIÓN DE LOS RESULTADOS COMPUTACIONALES CON LOS EXPERIMENTALES.	225
6.4.	CRÍTICA DE LOS RESULTADOS.....	237
7.	CONCLUSIONES Y LÍNEAS DE FUTURO DESARROLLO.....	238
APÉNDICES.		
A.	El método Galerkin.....	242
B.	Modificaciones en los códigos numéricos para la consideración del valor de la absorción de la superficie del material.....	243
C.	Código desarrollado para la generación de los archivos de entrada de datos de TEMPLUM-3D.....	246
D.	Programa fuente desarrollado para el modelo analítico de comparación.....	272
REFERENCIAS.....		275

PLANTEAMIENTO Y RESUMEN DE LA TESIS.

La presente tesis se enmarca dentro de la línea de investigación que el Grupo de Ingeniería y Aplicaciones Láser del Departamento de Física Aplicada a la Ingeniería Industrial de la E.T.S. de Ingenieros Industriales de Madrid desarrolla dentro del área del modelado teórico y caracterización experimental de los procesos industriales de los láseres de potencia.

El objetivo de la presente tesis es contribuir a la comprensión de los procesos de tratamiento térmico superficial de materiales con láser con vistas a su caracterización mediante el establecimiento de un sistema de predicción, análisis y control de dichos procesos. Como consecuencia, se pretende definir de forma rigurosa para cada aplicación los parámetros óptimos asociados a las mismas mediante sistemas de predicción basados en simulaciones numéricas, simplificando la aplicación práctica de los procesos y reduciendo los costes de diseño y desarrollo, para finalmente, evaluar y asegurar la calidad de los resultados mediante los correspondientes sistemas de diagnosis y control.

En la actualidad hay una fuerte demanda, por parte de la comunidad científica y tecnológica, de conocimientos de los procesos físicos característicos de la interacción láser-materia en las aplicaciones industriales de los láseres de potencia. El motivo de esta demanda reside en la interpretación particular de los diferentes efectos producidos por la interacción de los parámetros implicados y sus consecuencias con vistas a la optimización de los procesos. Sin embargo, y debido a factores de rentabilidad inmediata, la investigación sobre las aplicaciones industriales de los láseres se ha limitado fundamentalmente a determinar, por vía empírica, intervalos o ventanas de valores de los parámetros de proceso sobre los que definir los mismos con una mayor o menor incertidumbre derivada del desconocimiento particular de los fenómenos de la interacción láser-materia. Por otra parte, unas cada vez mayores exigencias económicas y de fiabilidad en distintos sectores de la industria, como la automoción, la aeronáutica o la electrónica, implican la necesidad de mejorar la calidad y precisión de los procesos realizados, de la limitación de sus posibilidades y variaciones, así como del control en tiempo real de su ejecución. El control, tanto a priori como en tiempo real, del mismo es indispensable para la aplicación industrial y requiere una comprensión total del proceso y de cómo afectan los distintos parámetros en los resultados. Entender los mecanismos de la interacción laser-materia es la llave para incrementar el rendimiento y optimizar los resultados de los procesos realizados con los sistemas láser en todos los aspectos.

Para llevar a cabo este objetivo, en este trabajo se desarrolla un modelo de predicción, análisis y caracterización de los procesos de tratamiento térmico superficial de materiales con láser basados en códigos de cálculo numérico de elementos finitos y una metodología completa y novedosa basada en un conjunto de algoritmos que permite definir los parámetros y condiciones de contorno de los modelos teóricos.

En general, los modelos desarrollados por distintos autores de la bibliografía responden a necesidades muy específicas o consideran hipótesis de trabajo muy simplificadas: propiedades termofísicas de los materiales independientes de la temperatura, desconsideración de las propiedades ópticas de los materiales, régimen estacionario, procesos estáticos, modo de funcionamiento del haz continuo y/o distribución de intensidad del haz incidente uniforme.

El modelo desarrollado en este trabajo parte de dos códigos numéricos de elementos finitos implícitos (uno bidimensional y otro tridimensional) para geometrías arbitrarias y propiedades termofísicas de los materiales dependientes de la temperatura, que han sido adaptados adecuadamente al tipo de procesos analizados. Gracias a la metodología conjuntamente aplicada posee una gran versatilidad respecto a los datos de entrada. En primer lugar, los materiales susceptibles de ser procesados mediante un tratamiento térmico superficial con láser, pueden ser muy diferentes. Esto implica la posibilidad de trabajar con un amplio espectro de materiales cuyas propiedades termofísicas, que entran en juego en este tipo de procesos (densidad, capacidad calorífica a presión constante y conductividad térmica), pueden ser muy distintas y dependientes de la temperatura. Adicionalmente, es necesario considerar las propiedades ópticas: la absorptividad del material y la absorptancia de la superficie, que determinan cómo y cuánto se absorbe la intensidad incidente en el material en el curso del proceso. Además, en este sentido la absorptancia de la superficie, o fracción de intensidad incidente que se absorbe, puede ser también dependiente de la temperatura.

En segundo lugar, el modelo permite simular cualquier tipo de geometría del material. Esta consideración permite tener en cuenta sus límites físicos y las consecuencias a las que den lugar. Por otro lado, el modelo posibilita el trabajo con regímenes transitorios.

En tercer lugar, y en cuanto a los parámetros de proceso, el modelo puede considerar tanto procesos estáticos como dinámicos, y también modos de funcionamiento del haz láser continuos o pulsados. Otro parámetro característico en los procesos de tratamiento térmico superficial de materiales es la distribución transversal de intensidad del haz incidente. Dicha distribución puede influir sensiblemente en la homogeneidad de los resultados del proceso. El modelo admite cualquier distribución transversal de intensidad del haz, ya sea la originada por la fuente láser u otra, conformada posteriormente, por un sistema óptico *ad hoc*.

Como datos de salida, el modelo facilita los resultados de los procesos de tratamiento térmico superficial: los ciclos térmicos y de velocidades de calentamiento y enfriamiento, magnitudes fundamentales observables, en todos los puntos de la probeta discretizada durante el transcurso del proceso correspondiente. Estos datos deben determinar, de manera inequívoca, las zonas de la probeta modelizada que han sufrido las transformaciones esperadas debido a la evolución térmica correspondiente.

El modelo de predicción y caracterización de procesos de tratamiento térmico superficial de materiales con láser desarrollado culmina un trabajo dentro del grupo de investigación ETSIIMLAS, dando como resultado una herramienta muy versátil y provechosa en el análisis de este tipo de aplicaciones realizadas con láser. El modelo queda disponible como instrumento de trabajo de gran ayuda en la línea de investigación abierta por el grupo investigador o de cualquier grupo perteneciente a este área de aplicación de los láseres de potencia.

ESTRUCTURACIÓN DE LA TESIS.

Esta memoria de tesis se estructura de la siguiente manera:

En el capítulo 1 se realiza una revisión de los procesos realizados en la industria con láseres de potencia y de la situación actual de los procesos de tratamiento superficial en este marco. A continuación se lleva a cabo una clasificación de los procesos de tratamiento superficial y un análisis específico de las particularidades de los distintos procesos realizados con láser. Finalmente se presentan las propiedades y características más importantes de los sistemas láser empleados distinguiendo los utilizados actualmente para los procesos de tratamiento superficial en la industria.

El capítulo 2 revisa los aspectos fundamentales para el análisis y estudio de los procesos de tratamiento térmico superficial de materiales con láser separando las distintas materias implicadas tanto de la física como de la ingeniería subyacente.

En primer lugar se revisa la fenomenología de la interacción láser-materia en este tipo de procesos y la influencia de los distintos parámetros que entran en juego en la fracción absorbida de la intensidad incidente en la superficie.

En segundo lugar se analizan las consecuencias derivadas de la irradiación láser en los procesos de tratamiento térmico superficial mediante el establecimiento de las expresiones analíticas que definen el régimen de transmisión de calor correspondiente y el orden de magnitud relativo de las transmisiones de calor por convección y por radiación.

Seguidamente se tratan los aspectos, características y propiedades de los materiales necesarios para entender los procesos y transformaciones llevadas a cabo durante los tratamientos térmicos superficiales de materiales. Se revisan separadamente los materiales metálicos y no metálicos, haciendo especial hincapié en las aleaciones hierro-carbono por su importancia en la industria. Finalmente se especifican las particularidades que implica la técnica láser en los procesos de tratamiento térmico superficial.

En el capítulo 3 se analizan las características, alcance y limitaciones de los modelos matemáticos desarrollados para la simulación de este tipo de procesos, diferenciando los modelos analíticos y numéricos y especificando sus aplicaciones particulares.

La descripción del módulo para la predicción y caracterización de las condiciones de tratamiento térmico superficial de materiales metálicos se lleva a cabo en el capítulo 4.

En primer lugar se presentan los códigos numéricos empleados revisando sus características y su base teórica y realizando un análisis de la convergencia, estabilidad, precisión y sensibilidad de los mismos.

A continuación se detallan las adaptaciones, modificaciones y mejoras realizadas en los códigos base, así como los algoritmos generados para la especificación de las condiciones de los procesos y el código adicional desarrollado para la creación de un entorno de trabajo para el usuario y su adaptación a un entorno compatible con procesos de captación de datos.

En primer lugar en el capítulo 5, se analiza la consistencia numérica de los códigos empleados. En segundo lugar, se evalúa la influencia de parámetros característicos en los resultados de procesos realizados con distintos materiales: la distribución transversal de intensidad del haz láser y la absorción de la superficie dependiente de la temperatura en procesos de temple superficial de acero al carbono; la absorción, la potencia, la duración y la distribución de intensidad en procesos de vidrio y, finalmente, la potencia, duración y distribución transversal de intensidad en procesos de tratamiento superficial de níquel.

En el capítulo 6 se lleva a cabo la validación de los códigos de cálculo numérico desarrollados. Con este fin se comparan resultados obtenidos experimentalmente con los obtenidos numéricamente. El proceso de tratamiento térmico superficial elegido es el más representativo actualmente en la industria: el temple superficial de un acero al carbono. El láser empleado es un sistema láser de CO₂ Rofin Sinar 1700. Se consideran unas condiciones experimentales que obligan a considerar las características más relevantes y originales de los modelos teóricos desarrollados.

El capítulo 7 y último de esta memoria de tesis contiene las conclusiones y logros alcanzados con este trabajo y las líneas de futuro desarrollo.

Al final de la memoria se incluyen un grupo de apéndices para facilitar el seguimiento del trabajo expuesto y el listado completo de la bibliografía utilizada y referenciada.

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolo	Magnitud	Unidades
α	Absortividad	[m ⁻¹]
β	Coefficiente de dilatación volumétrica de un fluido	[K ⁻¹]
δ_a	Distancia o longitud de atenuación de una onda	[m]
δ_t	Distancia de difusión térmica	[m]
χ	Difusividad térmica	[m ² s ⁻¹]
ε	Emisividad	[Adimensional]
	Permitividad eléctrica	[F m ⁻¹]
ϕ_h	Diámetro del haz láser	[m]
Φ_{conv}	Flujo de calor por convección	[W m ⁻²]
ι	Parámetro de integración temporal	[Adimensional]
φ	Ángulo de incidencia del haz láser sobre la superficie	[°]
κ	Conductividad térmica	[W m ⁻¹ K ⁻¹]
λ	Longitud de onda de la radiación electromagnética	[m]
λ_p	Parámetro de los patrones de interferencia	[m]
μ	Permeabilidad magnética	[H m ⁻¹]
μ_f	Viscosidad dinámica de un medio fluido	[kg s ⁻¹ m ⁻¹]
ν	Frecuencia	[s ⁻¹]
θ	Diferencia de temperatura	[K]
ρ	Densidad másica	[kg m ⁻³]
ρ_c	Densidad de carga	[C m ⁻³]
σ	Constante de Stefan-Boltzmann = $5.670 \cdot 10^{-8}$ W m ⁻² K ⁻⁴	
τ	Periodo de colisión electrónica	[s]
	Variable temporal	[Adimensional]
ω	Pulsación de una onda electromagnética	[s ⁻¹]
ω_p	Frecuencia del plasma	[s ⁻¹]
Ω	Dominio de cálculo	
Γ	Frontera del dominio de cálculo	
A	Absortancia o fracción absorbida de la intensidad incidente	[Adimensional]
A_s	Absortancia de la componente perpendicular de la onda	[Adimensional]
A_p	Absortancia de la componente paralela de la onda	[Adimensional]
A_c, A_r	Puntos críticos de calentamiento y enfriamiento	[K]
b	Semilongitud de una distr. de intensidad uniforme tipo banda	[m]
B	Semilongitud correspondiente adimensional	[Adimensional]
c	Velocidad de la luz en el vacío	[m s ⁻¹]
C_p	Capacidad calorífica a presión constante	[J kg ⁻¹ K ⁻¹]
d	Espesor de una placa	[m]
e	Carga del electrón	[C]
E	Intensidad del campo eléctrico	[V m ⁻¹]
E	Energía absorbida por unidad de volumen	[W m ⁻³]
g	Aceleración de la gravedad	[m s ⁻²]
Gr	Número de Grashof	[Adimensional]
h	Coefficiente de transmisión por convección o de película	[W m ⁻² K ⁻¹]
H	Intensidad del campo magnético	[A m ⁻¹]

$I, I(x,y)$	Irradiancia, densidad de potencia o distribución de intensidad	$[W m^{-2}]$
I_i, I_r, I_t, I_a	Intensidad incidente, reflejada, transmitida y absorbida	$[W m^{-2}]$
I_0	Intensidad en el centro de una distribución gaussiana	$[W m^{-2}]$
I_F	Intensidad de fondo de los patrones de interferencia	$[W m^{-2}]$
I_C	Intensidad de contraste de los patrones de interferencia	$[W m^{-2}]$
k	Vector de onda	$[m^{-1}]$
k	Coefficiente de extinción de una onda en un medio	[Adimensional]
L_r	Longitud recorrida	[m]
m_e	Masa del electrón	[kg]
\hat{n}	Índice complejo de un medio	[Adimensional]
n	Coefficiente de refracción de una onda en un medio	[Adimensional]
n_0	Densidad de electrones de valencia	$[m^{-3}]$
n_e	Densidad de electrones de libres	$[m^{-3}]$
Nu	Número de Nusselt	[Adimensional]
P	Potencia	[W]
P_{conv}	Pérdidas por convección	[W]
P_{rad}	Pérdidas por radiación	[W]
Pe	Número de Peclet	[Adimensional]
Pr	Número de Prandtl	[Adimensional]
q	Flujo de calor o intensidad	$[W m^{-2}]$
R	Reflectancia o reflectividad	[Adimensional]
R_a	Rugosidad aritmética	[m]
R_e, R_d	Reflectancia especular, reflectancia difusa	[Adimensional]
Re	Número de Reynolds	[Adimensional]
r	Coordenada radial	[m]
r_0	Radio del haz de distr. de intensidad con simetría circular	[m]
r_C	Radio característico del modo transversal TEM_{01} *	[m]
S_C	Superficie de pérdidas por convección	$[m^2]$
S_R	Superficie de pérdidas por radiación	$[m^2]$
t	Tiempo	[s]
t_0	Instante inicial	[s]
t_L	Duración de un pulso láser	[s]
T	Temperatura	[K]
	Transmitancia	[Adimensional]
$T(x,y,z,t)$	Temperatura	[K]
T^*	Temperatura adimensional	[Adimensional]
T_0	Temperatura inicial	[K]
T_f	Temperatura en el medio fluido o ambiente	[K]
T_{lim}	Temperatura en el límite	[K]
u	Velocidad de la luz en un medio	$[m s^{-1}]$
v	Velocidad relativa haz láser - probeta	$[m s^{-1}]$
w	Semianchura de una distr. de intensidad uniforme tipo banda	[m]
W	Semianchura de una distr. de intensidad uniforme tipo banda	[Adimensional]
x, y, z	Coordenadas espaciales	[m]
x', y', z'	Coordenadas espaciales en otro sistema de referencia	[m]
X, Y, Z	Variables espaciales	[Adimensional]

1. LÁSERES, INDUSTRIA Y TRATAMIENTO TÉRMICO SUPERFICIAL DE MATERIALES.

El objetivo de este capítulo es revisar y mostrar el estado y las posibilidades de aplicación de los láseres en los procesos de tratamiento superficial que se llevan a cabo actualmente en la industria. Además se incluye una revisión de los sistemas láser más empleados y de los tratamientos superficiales más importantes a nivel industrial.

1.1. LÁSERES E INDUSTRIA.

La aparición y accesibilidad a sistemas láser de potencia ha revolucionado un buen número de procesos, al aplicarse a los más variados campos de la ciencia, la tecnología y la industria. En campos tan dispares como la química, la cirugía, las comunicaciones, la metrología, la electrónica, el medio ambiente, la industria automovilística, la reprografía, el entretenimiento o la industria nuclear, esta herramienta, con apenas tres décadas de vida y evolución, ha sustituido a otros tipos de dispositivos o incluso ha permitido desarrollar procesos totalmente innovadores [READY 1978, BANAS 1983, LUXON 1985, ORZA 1986].

Poco después de su aparición en 1960 surgieron las primeras aplicaciones industriales de los láseres, como el taladrado de rubíes para la fabricación de relojes. Actualmente en la industria pueden encontrarse miles de equipos láser. Dichos sistemas realizan entre otras tareas: corte [OLSEN 1993], soldadura [CANTELLO 1993], mecanizado [WECK 1994], marcado, taladrado [BACHS 1988] y tratamiento superficial [STEEN 1986, BERGMANN 1993] en los más variados materiales [VARGA 1993]. En la Figura 1.1.1 se muestran las cifras de sistemas láser vendidos a nivel mundial en los últimos años [OAKLEY 1993].

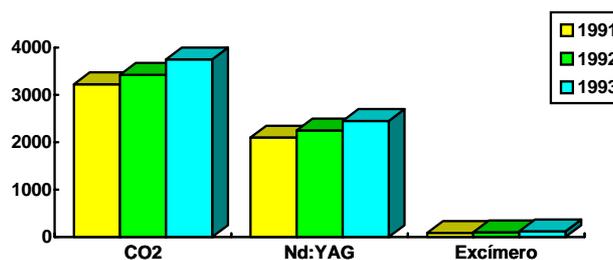


Figura 1.1.1. Ventas mundiales de sistemas láser industriales.

En la Figura 1.1.2. se muestra la proporción entre los distintos procesos industriales realizados en la actualidad con sistemas láser. Aunque, hoy en día, otras aplicaciones son más importantes a nivel industrial (entre el corte y el marcado se llevan más del 50% del total), el uso de láseres para el tratamiento superficial de materiales ha tenido un interés creciente en los últimos años debido a que los sistemas láser ofrecen un buen número de ventajas con respecto a otros procesos convencionales.

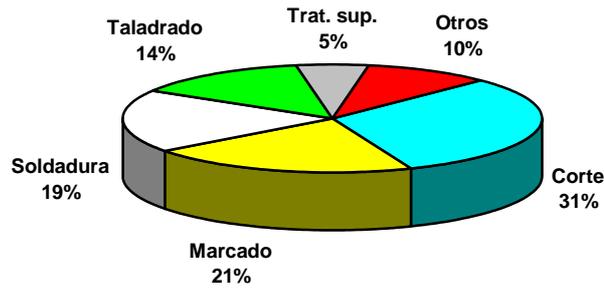


Figura 1.1.2. Segmentación de los procesos industriales de los láseres.

Analizando los parámetros de proceso, las diversas tareas realizadas con láser se distinguen fundamentalmente por la densidad de potencia y el tiempo de interacción empleados, según queda reflejado de forma gráfica en la Figura 1.1.3.

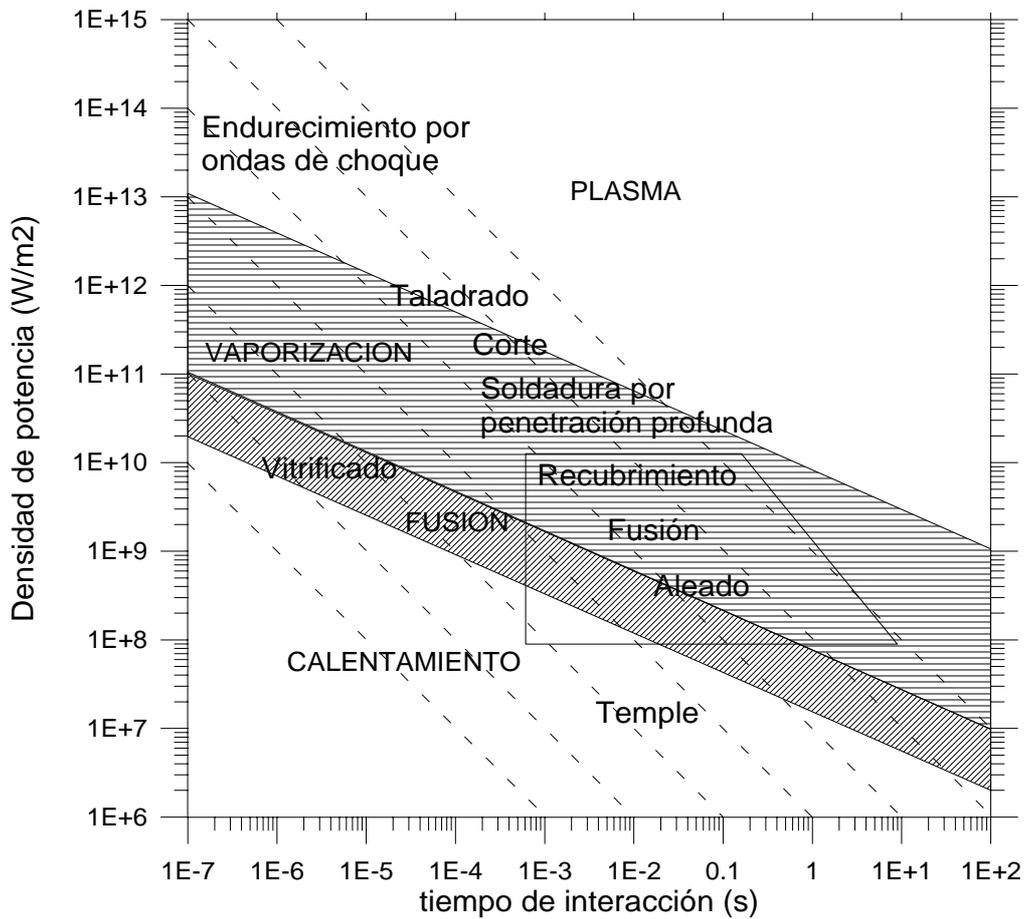


Figura 1.1.3. Procesos realizados con láser y dominios de aplicación.

Los efectos y consecuencias que la radiación láser produce en un material están directamente relacionados con la evolución espacial y temporal de la temperatura en el interior del material. Ésta dependerá, entre otros factores, de la intensidad o densidad de potencia por unidad de superficie, del tiempo de interacción y del régimen de funcionamiento del láser.

Por ejemplo, en referencia a este último punto, la utilización de un láser en modo continuo o en modo pulsado influirá sensiblemente en los resultados obtenidos. Así, pulsos cortos y energéticos muy focalizados tienden a perforar el material, mientras que la misma energía repartida durante un tiempo más largo sería adecuado para un proceso de corte. En cambio, para procesos de tratamientos térmicos superficiales se ha de emplear menos intensidad de energía durante un intervalo de tiempo de interacción más prolongado.

Centrándose en los procesos de interés de este trabajo, la técnica habitual para modificar las propiedades físicas, químicas y mecánicas de los materiales se basa en un conjunto de operaciones que tienen por objeto alcanzar determinadas temperaturas en procesos de calentamiento y enfriamiento a diversas velocidades. Estas operaciones reciben el nombre de procesos de tratamiento superficial.

Así por ejemplo, las modificaciones de las propiedades en los materiales metálicos amplían espectacularmente las posibilidades de aplicación de los metales que ven mejoradas sus características de dureza, tenacidad, resistencia mecánica y a la corrosión, adherencia, etc. Probablemente, dentro de este campo, los procesos de tratamiento superficial más extendidos actualmente en la industria sean los del temple superficial de aceros al carbono o débilmente aleados.

1.1.1. EL LÁSER COMO HERRAMIENTA DE PRODUCCIÓN.

Una característica fundamental de un sistema láser es su versatilidad. Puede aplicarse a una gran variedad de procesos lo que le convierte en una herramienta flexible y polivalente. Por ejemplo, es posible utilizar el mismo sistema láser para corte de chapa fina, taladrado, marcado y soldadura por puntos en la misma o en distintas piezas. Además permite que las piezas a procesar tengan geometrías arbitrarias, ya sean piezas bidimensionales o tridimensionales.

Por otra parte destaca su gran facilidad de automatización, permitiendo el uso de sistemas robotizados y de programas de CAD/CAM. Tiene enormes posibilidades de combinación con otros sistemas y herramientas, lo que facilita su integración en pequeñas o grandes cadenas de montaje.

La posibilidad de concentrar la potencia en un punto preciso conlleva la obtención de altas intensidades de energía difícilmente alcanzables con otras herramientas. Por otro lado tiene una alta direccionabilidad, es decir, puede utilizarse de forma dirigida mediante los correspondientes sistemas ópticos, permitiendo además alcanzar zonas de difícil acceso.

La reducción en el aporte de calor total da lugar a que las zonas afectadas térmicamente sean pequeñas, con lo que apenas existen acciones colaterales sobre zonas

adyacentes a la directamente afectada: el proceso puede realizarse sobre piezas acabadas, ya que la distorsión térmica es pequeña.

La utilización de un sistema láser permite una gran velocidad de proceso con un acabado de calidad. Además, la alta precisión de esta herramienta posibilita un riguroso control, tanto de la geometría de la pieza procesada, como de los parámetros de la herramienta.

Un haz láser no tiene inercia y no hace necesario ningún esfuerzo mecánico, lo que conlleva la ausencia de tensiones mecánicas. Ni siquiera existe contacto físico entre la pieza y la herramienta, en consecuencia no hay desgaste de ésta. Esta circunstancia favorece la economía de mantenimiento de los equipos. Adicionalmente, las piezas ya procesadas no tienen necesidad de retoques o de procesados posteriores, por lo tanto se puede realizar cualquier proceso incluso en piezas acabadas.

Sería inexcusable no añadir en el capítulo de ventajas que, gracias a sus características innovadoras, los sistemas láser posibilitan el diseño y desarrollo de nuevos procesos, técnicas y materiales.

Pero los sistemas láser también tienen inconvenientes. El primero es el coste inicial de la inversión asociada a un sistema láser. Esta desventaja junto con su bajo rendimiento energético (entre el 5 y 30% dependiendo del tipo de láser) puede desanimar su adquisición a las pequeñas empresas.

Por otro lado, pueden existir otras técnicas más adecuadas en determinados procesos si las piezas son muy grandes, o son de un determinado material. Por ejemplo, el proceso de corte de pan en rebanadas no es el idóneo para realizar con un láser, a no ser que se desee obtenerlo también tostado.

Otro punto a añadir al capítulo de inconvenientes es la existencia de unas estrictas normas de seguridad para los equipos láser que todo operario de este tipo de sistemas debe conocer y cumplir perfectamente [KREUTZ 1993, RUPÉREZ 1994].

Y por último, resaltar la necesidad de determinar los parámetros de trabajo óptimos para cada proceso, material y geometría con el fin de obtener los resultados más adecuados.

A modo de conclusión, las razones que explican su creciente aplicación en la industria son la flexibilidad de los sistemas láser, la concentración de potencia en zonas muy locales, la rapidez de los procesos y el acabado de calidad.

A continuación, se hace una revisión de los sistemas láser más empleados y sus características más importantes.

1.2. SISTEMAS LÁSER.

En esta sección se revisan las características, tipos y propiedades de los láseres más utilizados en la actualidad.

1.2.1. CARACTERÍSTICAS Y TIPOS DE LÁSERES.

Un sistema láser es un emisor de radiación de características muy especiales. Utiliza la capacidad que tienen algunos materiales para almacenar energía, que le ha sido previamente bombeada, para posteriormente emitirla en forma de un haz de radiación coherente. Estas conversiones de energía implican unas pérdidas que, mayoritariamente, se han de eliminar como calor mediante el correspondiente sistema de refrigeración.

Una fuente láser se compone fundamentalmente de un *medio activo* susceptible de ser excitado, un sistema de bombeo o suministro de energía y un resonador óptico que conforma la energía electromagnética emitida en un haz de radiación definido [SVELTO 1982, SCHUÖCKER 1993, BULABOIS 1993].

Cada fuente láser se caracteriza por su rendimiento energético, la potencia de salida, el modo de funcionamiento, la distribución transversal de intensidad del haz de salida y la longitud de onda de la radiación emitida [HERZIGER 1993, WEBER 1993].

El resonador consiste normalmente en dos espejos alineados de los cuales uno transmite parcialmente, permitiendo extraer parte de la radiación al exterior. El haz de radiación emitido tiene las siguientes propiedades características:

- i) Es monocromático, siendo su frecuencia muy estable.
- ii) Posee un alta coherencia espacial y temporal y una elevada direccionalidad.
- iii) Dependiendo del medio activo pueden obtenerse potencias del orden de hasta varios kW en régimen de funcionamiento continuo, y de varios TW en régimen de funcionamiento pulsado.
- iv) Es una fuente luminosa de alto brillo, lo que permite una elevada concentración de intensidad en un área muy reducida, con una divergencia pequeña y una fácil focalización mediante sistemas compuestos de lentes y espejos.

Hay diferentes tipos de láser que se distinguen por el tipo de medio activo (gaseoso, líquido o sólido), el rendimiento energético o eficiencia, la potencia obtenida, la longitud de onda y el modo de funcionamiento (pulsado o continuo). En la Tabla I.2.1 se indican los tipos de láseres industriales más empleados y sus características más sobresalientes.

Para procesos de tratamiento superficial se buscan sistemas láser que permitan obtener elevadas intensidades de energía (ver Figura 1.1.3) en áreas de incidencia relativamente grandes. Esto implica la necesidad de trabajar con altas potencias (del orden de magnitud de las centenas o miles de vatios) por lo que se emplean fundamentalmente láseres de CO₂ y, en menor medida, por su mayor precio y menor rendimiento energético, de Nd:YAG [ELOY 1987]. En general, estos láseres pueden operar indistintamente en modo continuo o pulsado y emiten en una longitud de onda de 10.6 y 1.06 μm , respectivamente.

Tabla I.2.1. Tabla de los láseres industriales más empleados.

Tipo med. act.	Medio activo	Longitud de onda (μm)	Eficiencia (%)	Potencia (W)	Aplicaciones principales
Gaseoso	CO ₂	10.6	10–30	3-2.5·10 ⁴	Corte, soldadura, trat. térmicos, comunicaciones, cirugía,...
	CO	4.8–8.4	≤ 60		Espectroscopía.
	He-Ne	0.6328	0.01	10 ⁻³ – 10 ⁻²	Transmisión de señales, metrología, holografía, medicina,...
	He-Cu	0.510–0.578	1	60	Fotografía, procesado de materiales, medicina,...
	Ar	0.49	0.1	1 – 50	Holografía, espectroscopía, metrología,...
	Kr	0.64	0.1		Fuente de luz, metrología,...
	KrF	0.284		100	Fuente UV, LIDAR, medicina
	ArF	0.193		20	Fuente UV, LIDAR, medicina
	XeCl	0.308		150	Fuente UV, LIDAR, medicina
	XeF	0.351		6	Fuente UV, LIDAR, medicina
Líquido	Colorante				
Sólido	Nd:YAG	1.06	3–5	0.5–2·10 ³	Corte, soldadura, microprocesado, espectroscopía, medicina,...
	Rubí	0.694	< 1		Microprocesado, holografía.
	GaAs	0.840			Comunicaciones, memorias ópticas
	Nd:Vidrio	1.06–1.05			Procesado de materiales.

1.2.2. PROPIEDADES DEL HAZ.

A la salida del resonador un haz láser se caracteriza por la distribución transversal de intensidad, la divergencia y la polarización. La distribución transversal de energía del haz a la salida depende de la estructura del resonador, ya que es consecuencia de la onda estacionaria generada en el resonador. Ésta da lugar a configuraciones establecidas denominadas modos TEM (*Transverse Emission Mode*) o modos transversales o espaciales del haz. Se designan mediante la nomenclatura TEM_{XY} donde X e Y son dos dígitos que indican el número de nodos de la onda estacionaria. Dependiendo de la simetría del resonador los nodos se miden respecto a los ejes x e y (simetría rectangular) o respecto a las coordenadas polares r y φ (simetría circular, especificada como TEM_{XY*}). Asimismo, no es extraño encontrar una distribución de intensidad resultado de la combinación de varios modos. En la Figura 1.2.1 se representan gráficamente ejemplos típicos de distribuciones transversales de intensidad en un haz láser.

La distribución transversal de energía del haz es un parámetro muy importante en los tratamientos superficiales con láser, ya que influye decisivamente en los ciclos térmicos y en la uniformidad de los resultados de los procesos en la superficie del material, como se demuestra en la Sección 5.2.1. Su caracterización es un paso prioritario hacia el objetivo de la predicción y control de los procesos realizados con láser [MARTÍNEZ-HERRERO 1992].

La divergencia determina el ángulo de crecimiento del diámetro del haz en su recorrido libre. Aunque la divergencia de un haz láser es, en general, pequeña (entre 1 y 10 miliradianes para láseres de CO₂) se suelen emplear distintos elementos ópticos para controlar no sólo la divergencia, sino también el diámetro del haz [SPALDING 1993].

La polarización de la radiación láser juega también un papel importante en la interacción láser-materia como se explica en el capítulo 2. Normalmente el haz láser puede acondicionarse a polarizaciones lineales, circulares o elípticas.

1.2.3. SISTEMAS ÓPTICOS Y CONFORMADO Y DISTRIBUCIÓN DE INTENSIDAD DEL HAZ.

Un haz láser puede ser manipulado por un sistema óptico, cuya función es la de transportarlo desde la salida del resonador a la zona de interacción, focalizándolo y/o conformándolo adecuadamente sobre la pieza, si es necesario. Dichos sistemas se componen, en general, de un conjunto de espejos y lentes, si bien con láseres de potencias superiores a 2kW, no pueden utilizarse lentes debido al excesivo calentamiento, que inevitablemente sufren éstas, por la energía absorbida.

En la mayoría de los sistemas láser empleados en los procesos de tratamiento térmico superficial, el modo de distribución del haz a la salida del resonador no es el más adecuado para este tipo de procesos, ya que puede dar lugar a distintos ciclos térmicos en puntos de la superficie de incidencia, y por lo tanto heterogeneidades, en la zona procesada por el haz. Esto lleva consigo la necesidad de utilizar dispositivos que permitan modificar la distribución transversal de energía. En el caso del temple superficial preferiblemente se requiere una distribución de energía uniforme para obtener resultados homogéneos en toda la superficie tratada.

Hay diferentes métodos para conformar el haz láser con una distribución rectangular más o menos uniforme. Pueden utilizarse espejos facetados, espejos osciladores, integradores de haz, caleidoscopios, etc. El principal inconveniente que tiene el uso de estos dispositivos es la aparición de pérdidas relativamente grandes por la absorción de la radiación.

Entre los elementos ópticos más utilizados a nivel industrial se encuentran los siguientes [BEYER 1993]:

- i) Lentes: permiten concentrar o dispersar el haz aprovechando la refracción que sufre al pasar éste por un medio de distinto índice de refracción y, según este comportamiento, se clasifican en convergentes y divergentes, respectivamente. Las lentes pueden utilizarse unitariamente o como parte de sistemas ópticos completos.

- ii) Espejos: se utilizan para reflejar el haz. Existen espejos planos, convergentes y divergentes. Estos dos últimos permiten a su vez focalizar o desfocalizar el haz.
- iii) Divisores de haz: permiten reflejar un determinado porcentaje del haz y transmitir el resto. Se utilizan para conseguir distintas zonas de trabajo partiendo de un único haz láser.

Por otro lado, se necesitan sistemas móviles para conseguir el movimiento relativo entre el haz y la pieza a procesar [CRAFER 1993]. Hay varias maneras de conseguir este objetivo:

- i) moviendo la pieza y dejando el haz fijo, lo que es adecuado para procesar piezas pequeñas o con poca inercia;
- ii) moviendo el haz y manteniendo la pieza fija, en caso de que ésta sea grande o sin posibilidad de movimiento,
- iii) combinando ambos movimientos.

Entre los sistemas que permiten estos movimientos relativos se encuentran distintos tipos de mesas de coordenadas, robots y espejos móviles.

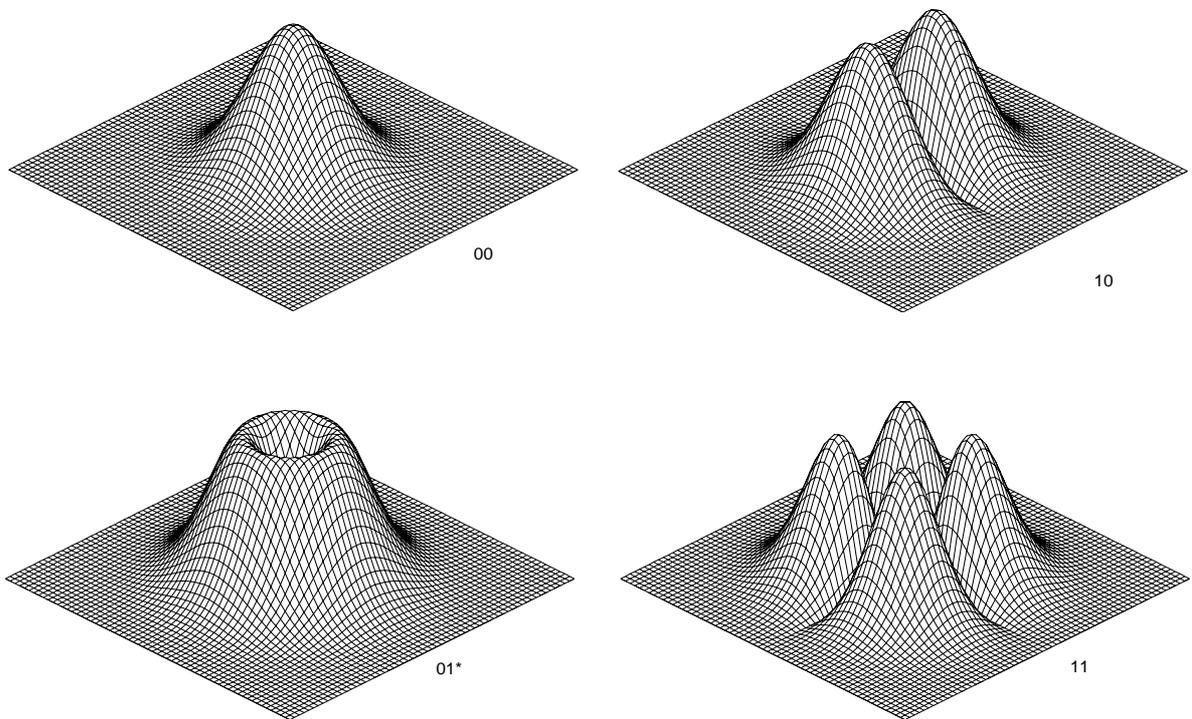


Figura. 1.2.1. Ejemplos típicos de distribuciones transversales de intensidad en un haz láser.

1.3. PROCESOS DE TRATAMIENTO SUPERFICIAL.

El objetivo de los procesos de tratamiento superficial es modificar la estructura y/o la composición química, y con ello, las propiedades en la superficie de los materiales con el fin de mejorar su comportamiento frente al desgaste, la fatiga, las altas temperaturas o incrementar su resistencia a la corrosión, conservando las propiedades originales en el núcleo del material: alta ductilidad, tenacidad,... De esta forma, el tratamiento puede limitarse sólo a las áreas sometidas a sollicitaciones, esfuerzos, desgastes, temperaturas elevadas o ambientes agresivos (dientes de engranaje, asientos de válvulas, paredes internas de cilindros de motores, zonas específicas de deslizamiento o rozamiento,...), en lugar de afectar a toda la pieza lo que, por otro lado, economiza el proceso. Existen varios tipos y técnicas de tratamiento, cada uno de los cuales modifica la estructura, la composición y las propiedades de manera distinta.

Un sistema láser se utiliza como una fuente de calor en este tipo de tratamientos,. Por las altas potencias de salida que se pueden obtener los más utilizados son los láseres de CO₂ [DULEY 1976] y los de Nd:YAG.

Es muy importante añadir que en este tipo de procesos realizados con sistemas láser es más importante la distribución transversal de energía del haz láser que su concentración en un área de incidencia pequeña. El láser utilizado en estos casos suele estar desfocalizado sobre la pieza.

1.3.1. CLASIFICACIÓN DE LOS PROCESOS DE TRATAMIENTO SUPERFICIAL.

Los tratamientos superficiales realizados ya sea con sistemas convencionales o con sistemas láser pueden clasificarse de la manera que indica la Tabla I.3.2.

Tabla I.3.2. Clasificación de los procesos de tratamiento superficial.

TRAT. TÉRMICOS	TEMPLE
	REVENIDO
	FUSIÓN
TRAT.	ENDURECIMIENTO POR ONDAS DE CHOQUE
TRAT.	ALEACIÓN
	RECUBRIMIENTO
	DEPOSICIÓN / DISPERSIÓN / INSERCIÓN /

Seguidamente se realiza una revisión de cada uno de estos tipos de tratamientos.

1.3.1.1. TRATAMIENTOS TÉRMICOS.

Los tratamientos térmicos tratan de obtener ciertas propiedades en la superficie modificando sólo su estructura (no la composición química) mediante el adecuado ciclo térmico.

i) Temple.

El temple es un tratamiento térmico que busca modificar la microestructura del material con el fin de obtener una mejora en las propiedades mecánicas con respecto al material base.

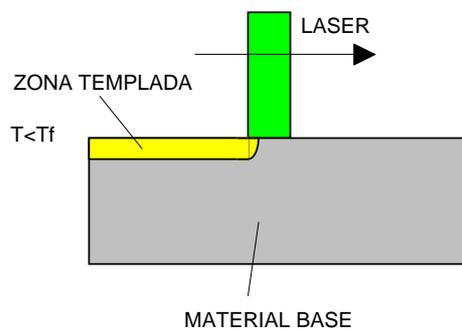


Figura 1.3.1. Esquema gráfico del proceso de temple superficial con láser.

Temple con láser: Se logra aplicando un pulso o un haz continuo sobre la superficie del material metálico con intensidades superiores a 10^7 W m^{-2} (1 kW cm^{-2}) [GNANAMUTHU 1986]. La superficie del metal se calienta localmente, y posteriormente, se deja enfriar por conducción hacia zonas más frías. Si el material es susceptible de ser templado (posee templabilidad) entonces las durezas obtenidas son superiores a las conseguidas con los métodos tradicionales que se revisarán posteriormente en la sección 2.3.3. La profundidad del área templada (de hasta más de 1 mm) puede controlarse a través de los parámetros del proceso entre los que se encuentran principalmente la distribución de intensidad del haz y la velocidad de proceso. Para aumentar la absorción de la radiación láser en la superficie del material se suelen utilizar recubrimientos absorbentes (grafito, fosfato de manganeso, pintura,...) sobre la superficie a tratar. Adicionalmente también se suele emplear un gas de protección para reducir la posibilidad de reacción del material con el ambiente oxidante lo que mermaría las propiedades de la zona templada. En la Figura 1.3.1 se muestra un esquema gráfico del proceso realizado con láser.

Como ejemplos más típicos, este tratamiento se realiza en un buen número de aceros al carbono, inoxidable y fundiciones perlíticas en la industria de la automoción (pistones, cojinetes, asientos de válvulas, guías,...) y del armamento.

ii) Fusión.

Los procesos de fusión buscan el refinamiento de grano, la homogeneización de la estructura, la disolución de partículas o simplemente la generación de una nueva microestructura con propiedades mejoradas con respecto a la original.

Fusión con láser: Es un proceso similar al anterior que se suele realizar con un gas de protección para impedir oxidaciones superficiales, si el material es susceptible de ser oxidado a temperaturas elevadas [CAILLIBOTTE 1992]. La Figura 1.3.2 muestra un esquema del proceso de fusión con láser.

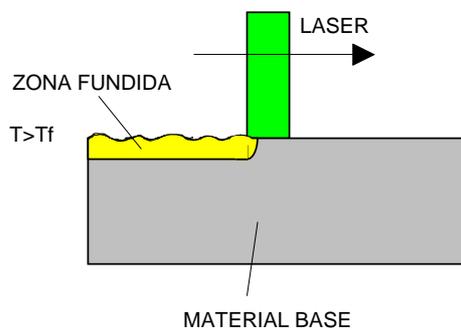


Figura 1.3.2. Esquema gráfico del proceso de fusión superficial con láser.

El ejemplo más sobresaliente de fusión con láser se da en aleaciones de aluminio. En este caso el objetivo es mejorar su resistencia al desgaste. También se emplea habitualmente en fundiciones ferríticas [BERGMANN 1994, GIORDANO 1992] y nodulares perlíticas [BELLÓ 1992].

iii) Revenido.

El revenido es una operación final de tratamiento térmico sin abandonar la fase sólida. Como objetivo se encuentra la reparación de defectos en la red cristalina, la reducción de las tensiones internas de la red,... Generalmente se lleva a cabo mediante técnicas convencionales con los aceros al carbono o débilmente aleados, después de un proceso de temple para aumentar la tenacidad de la zona templada a pesar de disminuir la elevada dureza obtenida.

1.3.1.2. TRATAMIENTOS TERMOQUÍMICOS.

Los tratamientos termoquímicos tratan de obtener ciertas propiedades en la superficie del material modificando su composición química.

i) Aleado.

El aleado consiste en la modificación de la composición química de la superficie de un material base mediante su fusión junto con una película de material de aporte de forma que resulte una aleación superficial con las propiedades deseadas: resistencia a la corrosión o al desgaste,...

Aleado con láser: Los sistemas láser permiten la generación de aleaciones de muy diferente tipo y de distintos espesores, previéndose con este procedimiento perspectivas casi ilimitadas. El material aleante se suele adicionar en forma de alambre, polvo, lámina, pasta o gas. En la Figura 1.3.3 se representa un esquema del proceso de aleado con láser.

Los ejemplos más comunes de procesos de aleado con láser realizados actualmente son:

- a) Aleaciones superficiales de cromo, cobalto, níquel, wolframio, vanadio o manganeso sobre aceros al carbono y aceros inoxidables [MAZUNDER 1990]
- b) Aleaciones de carbono sobre aceros inoxidables [MARSDEN 1990]
- c) Aleaciones de cromo, silicio o níquel sobre fundiciones ferríticas.
- d) Aleaciones de silicio, hierro, carbono o nitrógeno sobre aluminio.
- e) Aleaciones de carbono o nitrógeno sobre titanio [FOLKES 1990, MORDIKE 1990]

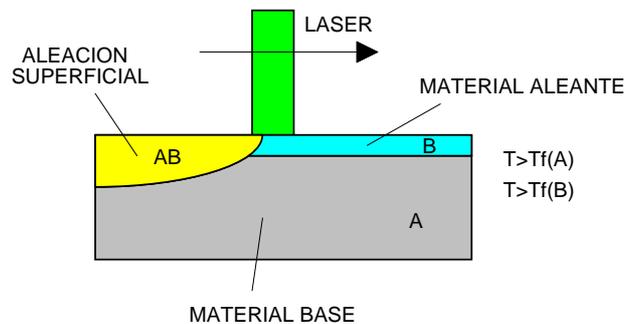


Figura 1.3.3. Esquema del proceso de aleado superficial con láser.

ii) Recubrimiento o plaquedo.

El recubrimiento o plaquedo consiste en la deposición de una capa de un material sobre otro, con lo que se modifica las propiedades de la superficie original. En este caso, y a diferencia de lo que sucede con las aleaciones superficiales, se pretende diluir al mínimo el sustrato en el material base. El objetivo es mejorar la resistencia a la corrosión, al desgaste o el comportamiento a altas temperaturas.

Recubrimientos con láser: El material de recubrimiento puede estar en forma de polvo, alambre, tiras o pasta.

Ejemplos:

En válvulas de motores, herramientas de forja, asientos de anillos de pistón, álabes de turbinas...

- a) Recubrimiento de acero inoxidable sobre acero al carbono [WEERASINGHE 1987].
- b) Recubrimientos de cobalto, cromo o níquel y molibdeno sobre aceros aleados o débilmente aleados [CERRI 1986, SINGH 1986].
- c) Recubrimientos de óxidos cerámicos (cromo, aluminio, circonio).
- d) Recubrimientos de carburo de cromo o de wolframio.

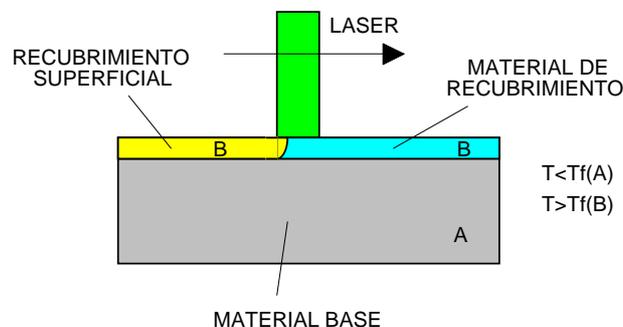


Figura 1.3.4. Esquema del proceso de recubrimiento superficial con láser.

- iii) Otro nuevo campo dentro de los tratamientos termoquímicos es el de los **vidrios metálicos** o **materiales amorfos** cuyo proceso de obtención consiste en combinar la fusión y la adición de aleantes que dan lugar a estructuras atómicas amorfas, similares a las de los vidrios, con excelentes propiedades frente a la corrosión. Por ejemplo, en este campo están estudiándose, mezclas de boro, fósforo, cromo y níquel.

1.3.1.3. TRATAMIENTOS TERMOMECAÑICOS.

Los tratamientos termomecánicos combinan dos efectos, uno térmico y otro de presión. El tratamiento termomecánico típico es el endurecimiento por ondas de choque [ZEL'DOVICH 1967]. Consiste en evaporar una capa muy delgada de la superficie de un material mediante un pulso láser de muy corta duración (10^{-7} s) y de gran potencia ($\geq 10^9$ W cm⁻²). Esto provoca un impulso mecánico que genera ondas de presión en la superficie obteniéndose presiones de hasta 10 GPa. El efecto que produce sobre la superficie del material es una mejora de las propiedades mecánicas, especialmente de la resistencia al desgaste. Se emplea en materiales no susceptibles de ser templados (metales preciosos).

2. PROCESOS DE TRATAMIENTO TÉRMICO SUPERFICIAL DE MATERIALES CON LÁSER.

El objetivo de este capítulo es la revisión de los aspectos teóricos básicos que afectan a los procesos de tratamiento térmico superficial de materiales con láser: la interacción láser-materia, la transmisión de calor y las características de los materiales que toman mayor protagonismo en este tipo de procesos.

Con este fin, se trata en primer lugar la fenomenología de la interacción láser-materia y su caracterización. Se definen sus parámetros característicos, destacándose la absorptividad del material y la absorptancia de su superficie, así como la influencia de las distintas variables, tanto de los sistemas láser como de los materiales, que toman parte en el proceso de interacción.

A continuación, se tratan los procesos de transmisión del calor definiéndose las ecuaciones a las que obedece el régimen de transferencia de energía establecido. Se analizan las transmisiones de calor por convección y radiación y se lleva a cabo una estimación de su importancia.

Finalmente, se revisan las características más resaltables de los materiales procesados mediante este tipo de tratamiento, haciendo especial hincapié en los materiales metálicos y más específicamente en los aceros.

Con todo esto se pone en evidencia el carácter multidisciplinar de los procesos de tratamiento térmico superficial de materiales con láser representados esquemáticamente en la Figura 2.1.

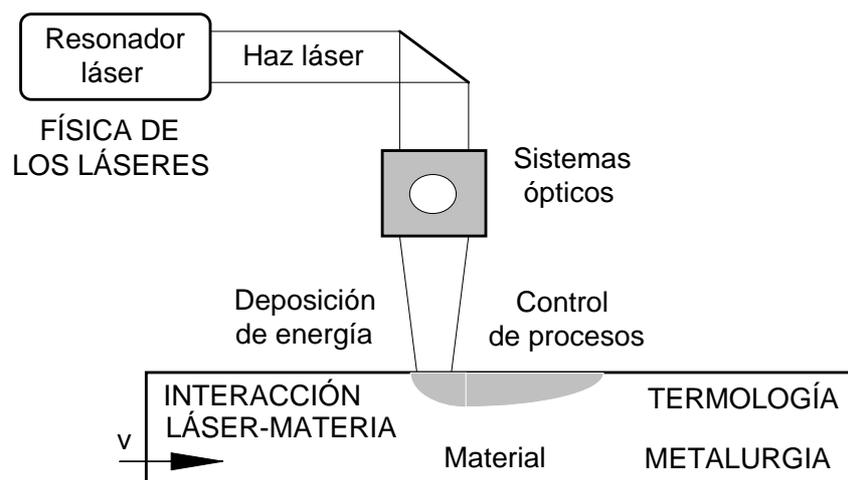


Figura 2.4. Esquema gráfico de las distintas disciplinas involucradas en los procesos de tratamiento térmico superficial de materiales con láser.

2.1. INTERACCIÓN LÁSER-MATERIA.

2.1.1. PROPAGACIÓN DE ONDAS ELECTROMAGNÉTICAS EN LA MATERIA.

La teoría electromagnética de la luz, desarrollada por Maxwell en 1873, permite estudiar la propagación de una onda luminosa dentro de un medio material dado [REITZ 1979, LORRAIN 1979]. El comportamiento de una onda electromagnética se caracteriza por los vectores intensidad del campo eléctrico \mathbf{E} y magnético \mathbf{H} . En el caso de una onda electromagnética plana la solución del sistema constituido por las ecuaciones de Maxwell para el campo eléctrico es la siguiente:

$$\mathbf{E} = \mathbf{E}_0 \cdot e^{i(\omega t - \mathbf{k} \cdot \mathbf{r})} \quad (2.1.1)$$

donde E_0 es la amplitud del campo; $\omega = 2\pi\nu = 2\pi u / \lambda$, es la pulsación de la onda; u , velocidad de la luz en el medio; λ , es la longitud de onda; $|\mathbf{k}| = 2\pi / \lambda = \omega n / u$, es el módulo del vector de onda; $\hat{n} = n + i k$, es el *índice complejo* del medio, n es el *índice de refracción* y k es el *coeficiente de extinción*.

Los parámetros ópticos de la onda se relacionan con el índice complejo del medio mediante las expresiones:

$$n^2 - k^2 = \epsilon \mu c_0^2 \quad (2.1.2)$$

$$2nk = c_0^2 \frac{\mu \gamma}{\omega} \quad (2.1.3)$$

En la que ϵ es la permitividad eléctrica, μ es la permeabilidad magnética, c_0 es la velocidad de la luz en el vacío y $\gamma = (1 - (u / c_0)^2)^{-1/2}$.

Durante la propagación en el medio, la onda electromagnética se amortigua cediendo energía durante una longitud más o menos importante. La energía de la onda en el caso de propagación según el eje OZ viene dada por la expresión

$$\begin{aligned} I &= |\mathbf{E}^* \cdot \mathbf{E}| = E_0^2 \cdot \exp\left(i\omega\left(t - \frac{\hat{n}}{u}z\right)\right) \cdot \exp\left(-i\omega\left(t - \frac{\hat{n}}{u}z\right)\right) \\ &= E_0^2 \cdot \exp\left(-2\frac{\omega k}{u}z\right) \end{aligned} \quad (2.1.4)$$

El término exponencial describe la atenuación energética de la onda. En el vacío la atenuación es nula, $k = 0$, o dicho de otra forma: la energía electromagnética de la radiación se conserva en propagación libre. La disminución energética de la onda que se propaga en un medio material puede caracterizarse por una *absortividad* α [m^{-1}]

$$\alpha = 2 \frac{\omega k}{u} \quad (2.1.5)$$

La variación de la intensidad en el medio queda expresada mediante la ley de Beer-Lambert:

$$I(z) = I_{z_0} \exp(-\alpha z) \quad (2.1.6)$$

La distancia de propagación para la cual la energía de la onda incidente decrece por un factor e ($\approx -63.21\%$) es

$$\delta_a = \frac{1}{\alpha} = \frac{u}{2\omega k} = \frac{\lambda}{4\pi k} \quad (2.1.7)$$

donde δ_a es la *longitud de atenuación* [m] de la onda. Para los metales el coeficiente de extinción k es mayor que la unidad por lo que la onda puede penetrar a una profundidad del orden de la longitud de onda de la radiación o menos.

La Tabla II.1.3 recoge ejemplos de valores de los coeficientes de refracción y extinción y de longitudes de atenuación de diversos materiales para las longitudes de onda de los láseres de Nd:YAG y CO₂ a temperatura ambiente.

Tabla II.1.3. Propiedades ópticas de algunos materiales a temperatura ambiente tomadas de [CAILLIBOTTE 1992] y de [HÜGEL 1993][†]

Material	n		k		δ_a (μm)	
	1.06 μm	10.6 μm	1.06 μm	10.6 μm	1.06 μm	10.6 μm
Al	1.21	34.30	12.5	108.0	0.0067	0.0078
Cu	0.57	12.80	7.32	64.0	0.0115	0.0132
Fe	3.32	7.60	4.65	27.0	0.0181	0.0312
Fe (1536°C) [†]	3.6	14.8	5.0	15.5	0.0168	0.0544
Ti	3.5	8.24	4.00	19.4	0.0211	0.0435
C (Grafito)		2.0 - 3.0		1.0 - 2.0		0.4 - 0.8

Los cálculos teóricos muestran que la radiación infrarroja en un metal no pasa de varios nanómetros (10^{-9} m) por lo que la deposición de la energía se lleva a cabo esencialmente en la superficie del material. Por lo tanto, al ser la longitud de atenuación despreciable en comparación, no sólo con las dimensiones de la pieza a procesar, sino con las longitudes de difusión térmica que son del orden de décimas de mm a mm (10^{-4} - 10^{-3} m), la intensidad absorbida en la superficie de un medio metálico puede considerarse normalmente, dentro de la teoría de la transmisión del calor en un medio sólido, como una fuente de calor superficial a efectos de su modelización en los modelos de cálculo.

En cualquier caso para conocer el comportamiento de la onda en un medio material no sólo es importante determinar los parámetros de la onda sino también las propiedades ópticas del medio.

2.1.2. MECANISMOS DE DEPOSICIÓN DE LA ENERGÍA DE LA RADIACIÓN LÁSER EN UN MEDIO MATERIAL.

El mecanismo básico de deposición de la energía de la radiación láser en un medio material consiste en la absorción de los fotones de la radiación láser incidente por los electrones del medio los cuales se trasladan a niveles de energía superior. Estos electrones excitados energéticamente pueden desexcitarse de diferentes maneras. Si la energía fuera suficiente el electrón podría abandonar completamente al núcleo o a la red. Este es el efecto fotoeléctrico, para el que se necesitan normalmente fotones de varios eV. Pero la mayoría de los láseres empleados en aplicaciones industriales emiten fotones con mucha menor energía (0.12eV para CO₂ y 1.2eV para Nd:YAG).

Los fenómenos físicos que ocurren en la zona de interacción dependen de los parámetros de la onda electromagnética y de las propiedades y estado del material [VON ALLMEN 1987, READY 1971, CHUN 1970]. A nivel cualitativo se pueden distinguir varios casos:

- i) Para bajas intensidades (hasta 10^7 W m^{-2}), la intensidad absorbida depende de la longitud de onda, del material y de las condiciones superficiales en la zona de interacción. No hay cambio de fase. Es la situación típica de los procesos de temple. El proceso viene definido por la *absortancia* o fracción de radiación incidente en el material que es absorbida por el mismo.
- ii) Para intensidades mayores (hasta 10^8 W m^{-2}), el material empieza a fundir. Este caso corresponde a los procesos de fusión y de soldadura por conducción. La fracción de intensidad absorbida puede estimarse también por la absortancia.
- iii) Si se incrementa la intensidad hasta 10^9 W m^{-2} , se forma un canal de absorción de material vaporizado del tamaño aproximado del haz láser focalizado rodeado de material fundido. La fracción de energía absorbida por el material se incrementa abruptamente debido a las múltiples reflexiones dentro del canal. En este estado, la relación entre el total absorbido y la intensidad incidente viene dado por un cierto *coeficiente de acoplamiento*. Esta es la situación del taladrado y de la soldadura de penetración profunda. La influencia de la longitud de onda en la fracción de radiación absorbida en el material disminuye.
- iv) A mayores intensidades se llega a la ionización del vapor metálico y, en su caso, del gas situado encima del canal de absorción. La cubierta de plasma absorbe una fracción considerable de energía reduciendo la que llega a la pieza y, por lo tanto, la energía absorbida. La longitud de onda recobra importancia ya que la absorción en el plasma es un proceso fuertemente dependiente de este parámetro.

En los procesos de tratamiento térmico superficial a estudiar sólo se tendrá la primera de las situaciones.

2.1.3. REFLECTANCIA Y ABSORTANCIA DE LA SUPERFICIE DEL MATERIAL.

El procesado de materiales con láser consiste básicamente en elevar la temperatura del material al absorber éste la radiación láser con el fin de modificar su estructura o estado. El calentamiento del material viene determinado fundamentalmente por la absorptancia de su superficie a la radiación de una determinada longitud de onda. A su vez la absorptancia depende de las propiedades ópticas del material y el estado de la superficie así como de la temperatura, velocidad de calentamiento, intensidad de la radiación, etc [VON ALLMEN 1983, OLSEN 1988, GASSER 1987].

En general cuando un haz de radiación incide en un material con una intensidad I_{Inc} [W/m^2] una parte, I_R , se reflejará, otra parte, I_T , se transmitirá y otra, I_A , se absorberá. La Figura 2.1.1 muestra un esquema de los flujos de intensidad durante la interacción que pueden relacionarse mediante la siguiente expresión:

$$I_{Inc} = I_R + I_A + I_T = R \cdot I_{Inc} + A \cdot I_{Inc} + T \cdot I_{Inc} \quad ; \quad 1 = R + A + T \quad (2.1.8)$$

- | | | | |
|-------------|-------------------------|----|-------------------------------|
| I_{Inc} : | Intensidad incidente. | | |
| I_R : | Intensidad reflejada. | R: | Reflectancia o reflectividad. |
| I_A : | Intensidad absorbida. | A: | Absortancia. |
| I_T : | Intensidad transmitida. | T: | Transmitancia. |

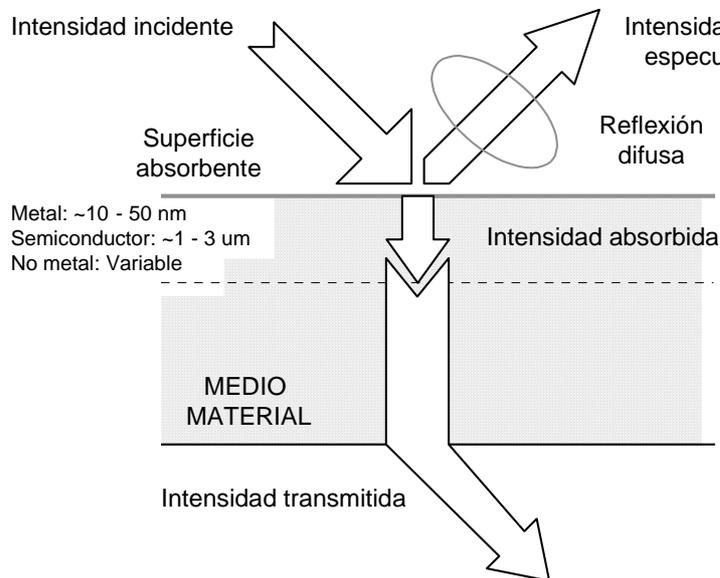


Figura 2.1.1. Representación gráfica de los flujos de intensidad durante la interacción adaptada de [GIRARDEAU-MONTAUT 1987].

Como se ha visto en el apartado anterior, la distancia de propagación de la radiación de las longitudes de onda analizadas es casi despreciable en los metales con lo que apenas hay transmisión ($T = 0$), es decir, estos materiales se comportan de una manera opaca, $I_T = 0$. Por lo tanto, para los medios opacos, una parte de la intensidad incidente se refleja y la otra parte se absorbe prácticamente en la superficie:

$$I_{\text{Inc}} = I_{\text{R}} + I_{\text{A}} = R \cdot I_{\text{Inc}} + A \cdot I_{\text{Inc}} \quad (2.1.9)$$

$$1 = R + A \quad (2.1.10)$$

La reflectancia se puede relacionar con el índice complejo del material en el caso de un ángulo de incidencia normal a la superficie mediante la expresión [PROKHOROV 1990]

$$R = \frac{(n - 1)^2 + k^2}{(n + 1)^2 + k^2} \quad (2.1.11)$$

Para determinar los valores para la reflectancia y la absorptancia se necesita conocer más profundamente el comportamiento físico de los materiales durante la interacción onda-materia. Siguiendo la teoría de Drude, en los metales, la absorción de los fotones que componen el haz láser la llevan a cabo los electrones de la red metálica por absorciones colisionales con los electrones. Los electrones transmiten a su vez esta energía absorbida mediante otros procesos de colisión. La energía térmica resultante se transmite por conducción a todo el material siguiendo la teoría clásica de la conducción del calor.

Estas hipótesis conllevan el análisis completo del movimiento de los electrones en la red cristalina teniendo en cuenta las colisiones electrón-electrón, electrón-fonón y electrón-defecto de la red. Puede tomarse $\tau = 1/\Gamma$ como la frecuencia de colisión electrónica en la que $\Gamma = \Gamma_{\text{ee}} + \Gamma_{\text{ef}} + \Gamma_{\text{ed}}$. De acuerdo con esto, Prokhorov transforma el sistema de ecuaciones 2.1.2. y 2.1.3 en

$$n^2 - k^2 = 1 - \frac{\omega_p^2}{\omega^2 + \Gamma^2} \quad (2.1.12)$$

$$2 n k = \frac{\Gamma \omega_p^2}{\omega (\omega^2 + \Gamma^2)} \quad (2.1.13)$$

o bien

$$n = \frac{1}{\sqrt{2}} \left(\left[\left((1 - Q)^2 + \left(\frac{Q\Gamma}{\omega} \right)^2 \right)^{1/2} - Q + 1 \right] \right)^{1/2} \quad (2.1.14)$$

$$k = \frac{1}{\sqrt{2}} \left(\left[\left((1 - Q)^2 + \left(\frac{Q\Gamma}{\omega} \right)^2 \right)^{1/2} + Q - 1 \right] \right)^{1/2} \quad (2.1.15)$$

siendo

$$\omega_p = \frac{4 \pi n_e^2 e^2}{m_e n_0} \quad (2.1.16)$$

la frecuencia del plasma con n_e , la densidad de electrones libres; e , la carga del electrón; m_e , la masa del electrón en reposo; n_0 , la densidad de electrones de valencia y

$$Q = \frac{\omega_p^2}{\omega^2 + \Gamma^2} \quad (2.1.17)$$

Con estas expresiones se pueden obtener valores aproximados para la reflectancia y la absorptancia. Por ejemplo, en el caso de la plata en la que $\omega_p^2 \gg \omega^2 \gg \Gamma^2$ se obtiene operando: $A = 2\Gamma / \omega_p$

En el caso de los metales la conductividad eléctrica normalmente es grande pudiéndose tomar una aproximación para el valor de la absorptancia mediante la siguiente expresión:

$$A = \frac{2}{k} = \sqrt{\frac{2\omega}{\gamma \mu u^2}} \quad (2.1.18)$$

La determinación de los valores para la reflectancia y la absorptancia es difícil de realizar con precisión ya que, si bien las características de la radiación láser pueden ser fácilmente determinadas, no lo serán tanto las características del material y sobre todo los parámetros de su superficie y las condiciones de la interacción que ejercerán una gran influencia en los valores que los coeficientes tomen. Entre los factores más importantes hay que significar la longitud de onda, el ángulo de incidencia, la polarización y la intensidad del haz y la temperatura, la naturaleza y el estado de la superficie del material.

2.1.3.1. INFLUENCIA DE LA LONGITUD DE ONDA DE LA RADIACIÓN.

En la Figura 2.1.2. tomada de [CAILLIBOTTE 1992] se muestra la variación de la absorptancia de la superficie con la longitud de onda de la radiación para un material metálico y para uno no metálico. Se observa un comportamiento muy distinto en ambos tipos de materiales. A partir de una longitud de onda de una micra la absorptancia aumenta rápidamente para el no metálico y decrece exponencialmente para el metálico. Para la longitud de onda del láser de CO₂ (10.6μm) los materiales metálicos tienen en general una alta reflectancia debida a la interacción entre los electrones libres del metal y la radiación.

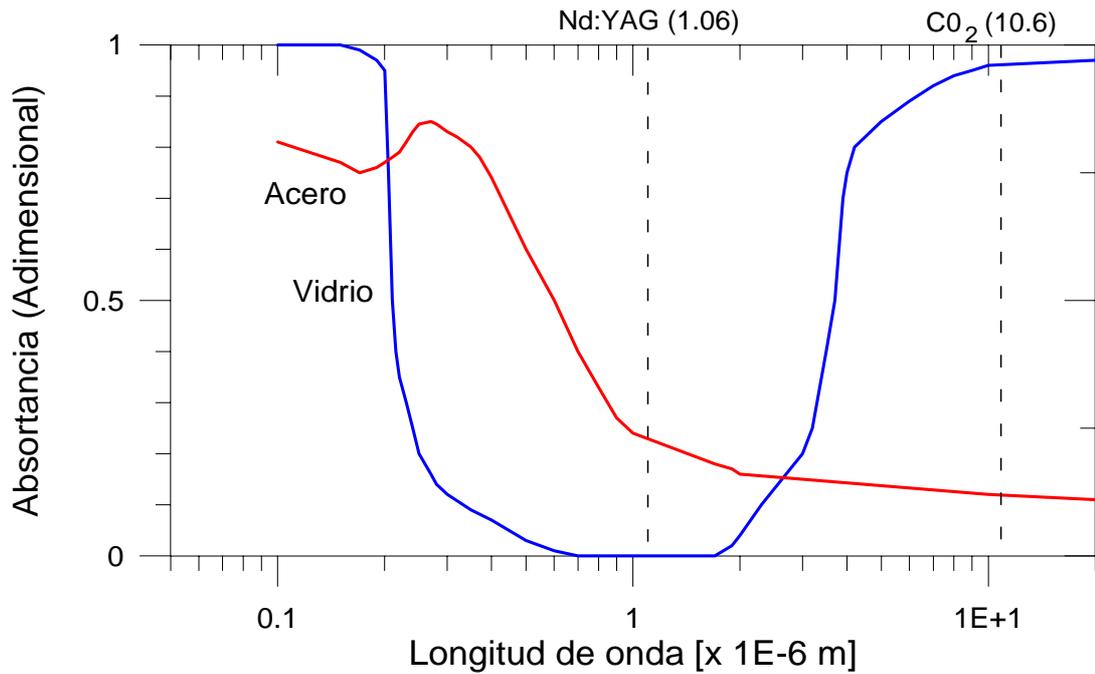


Figura 2.1.2. Absortancia en función de la longitud de onda para un acero al carbono y para vidrio [CAILLIBOTTE 1992].

2.1.3.2. INFLUENCIA DEL ÁNGULO DE INCIDENCIA Y DE LA POLARIZACIÓN DEL HAZ.

En el caso de una incidencia no perpendicular a la superficie la absorptancia puede determinarse para una polarización paralela o normal a la superficie en función del ángulo de incidencia. Prokhorov da las siguientes expresiones:

$$A_p = 1 - \frac{(n^2 + k^2) \cos^2 \theta - 2n \cos \theta + 1}{(n^2 + k^2) \cos^2 \theta + 2n \cos \theta + 1} \quad (2.1.19)$$

$$A_s = 1 - \frac{(n^2 + k^2) - 2n \cos \theta + \cos^2 \theta}{(n^2 + k^2) + 2n \cos \theta + \cos^2 \theta} \quad (2.1.20)$$

En la Figura 2.1.3 tomada de [DULEY 1983] se muestra que, para un ángulo de incidencia inferior a 30°, la variación de la absorptancia es despreciable. Además, se pone de manifiesto la existencia de un ángulo de incidencia denominado *ángulo de Brewster*, para el que la componente paralela de la onda incidente posee un máximo de absorción.

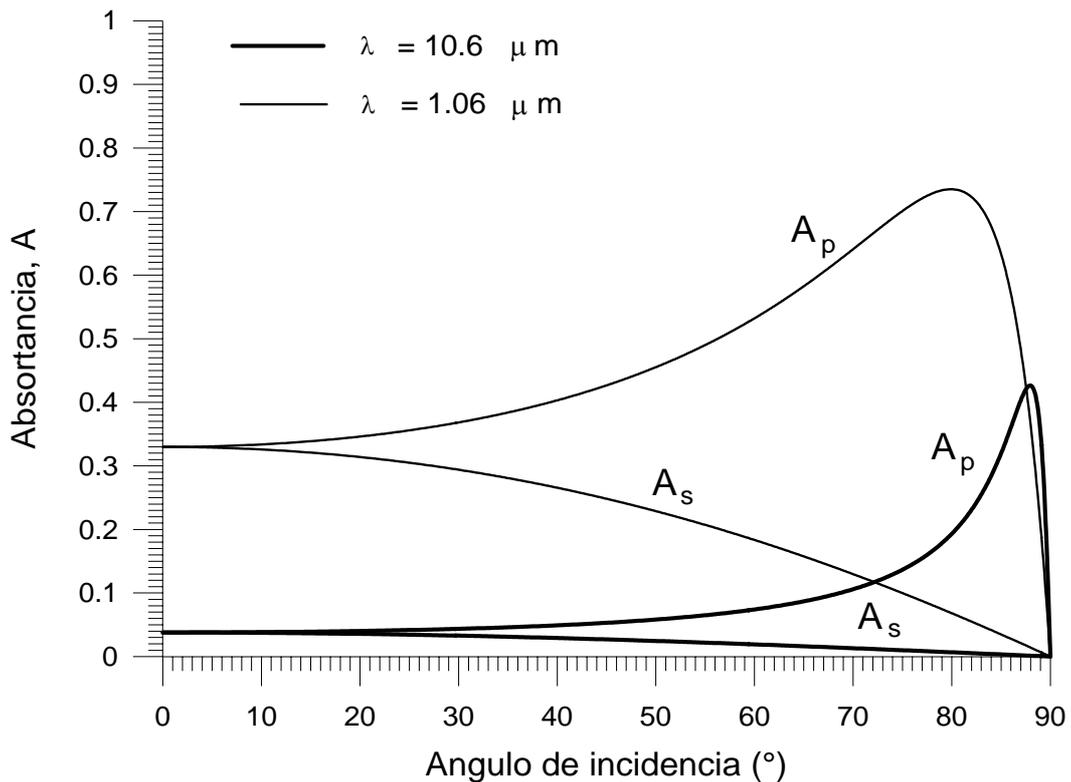


Figura 2.1.3. Dependencia de la absortancia con el ángulo de incidencia para el hierro puro a temperatura ambiente tomada de [DULEY 1986].

2.1.3.3. INFLUENCIA DE LA INTENSIDAD DEL HAZ.

Se considera lineal la interacción láser-materia a bajas intensidades. A intensidades sensiblemente superiores a las empleadas normalmente en los procesos de tratamiento térmico superficial habría que tener en cuenta efectos no lineales (absorción multifotónica,...) y la no simple fenomenología reseñada en la sección 2.1.2.

2.1.3.4. INFLUENCIA DE LA TEMPERATURA DE LA SUPERFICIE DEL MATERIAL.

La variación de la absortancia con la temperatura de la superficie es motivo de estudio de varios autores [DULEY 1986, RAPPAZ 1992, RAMOUS 1992, HARRACH 1977]. El problema de su determinación teórica reside en la complejidad en la determinación de las propiedades de los materiales a temperaturas elevadas.

El modelo de Drude demuestra que la absortancia es creciente con la temperatura. Experimentalmente se comprueba que es cierto en la gran mayoría de los materiales metálicos.

En general, se admite que la variación de la absorción es lineal o nula en la mayoría de los casos hasta que se alcanza la temperatura de fusión.

2.1.3.5. INFLUENCIA DEL ESTADO DE LA SUPERFICIE DEL MATERIAL.

Este factor es también objeto de análisis de la bibliografía [GASSER 1987, FABBRO 1992]. Se destacan tanto la influencia de la geometría superficial (defectos geométricos, rugosidades,...) como la composición química (oxidación, existencia de revestimientos,...) de la superficie.

La rugosidad es una perturbación de tipo geométrico que, en general, favorece la absorción de la radiación. La denominada *rugosidad media aritmética* se define como

$$R_a = \frac{1}{L_r} \int_0^{L_r} |z(s)| ds \quad (2.1.21)$$

donde L_r es la longitud recorrida. Desgraciadamente, este valor no es suficiente para caracterizar una superficie rugosa con el fin de garantizar la reproductibilidad experimental. La *calidad* de acabado de la superficie es, en este sentido, cualitativamente útil.

El efecto de rugosidades periódicas, debidas o no a defectos en la realización del acabado, es también causa de complejidad complementaria. En términos generales, un aumento de la rugosidad produce un débil aumento de la absorción que no es fácil caracterizar y reproducir experimentalmente.

La oxidación es una perturbación de tipo químico por lo que depende del material procesado y de su evolución. El aumento de temperatura en un material metálico en general facilita la oxidación local de la superficie. La formación de una capa de óxido en la superficie del material a procesar mejora la absorción, pero puede ser inaceptable en términos de las propiedades mecánicas obtenidas en las piezas ya tratadas.

En cuanto a la caracterización teórica o práctica de los efectos tampoco es un tema sencillo debido a la escasez de datos ópticos de los óxidos y la complejidad de la evolución temporal y térmica de la capa de óxido.

2.1.4. MÉTODOS DE MODIFICACIÓN DE LA ABSORTANCIA SUPERFICIAL.

Según se muestra en la Tabla II.1.2, la absorción normal de una superficie metálica puede estar entre un 5 y un 15% para la longitud de onda del láser de CO₂ y entre un 25 y un 35% para un láser de Nd:YAG. En concreto, los datos facilitados por Sona corresponden a absorciones para una superficie ideal y para una superficie real pulida respectivamente.

Estos valores para la absorción limitan muy sensiblemente la intensidad absorbida por la superficie y obliga a utilizar sistemas láser con potencias muy elevadas, lo que aumenta sobremanera el coste de los equipos.

La necesidad de aumentar el rendimiento de los procesos lleva a utilizar distintos métodos para mejorar los valores de la absorptancia [GNANAMUTHU 1990, DULEY 1986] entre los cuales se encuentra el uso de revestimientos absorbentes.

Tabla II.1.4. Absortancia de distintos materiales para la radiación de longitud de onda de 10.6µm en incidencia normal.

Referencia	Material	T(°C)	Absortancia
[DULEY 1986]	Fe	25	0.023
	Fe	500	0.053
	Ti	25	0.23
	Zr	25	0.15
	Cu	25	0.015
	Al	25	0.019
	Mo	25	0.05
	Ta	25	0.1
	SS-304	25	0.1
	SS-304	1000	0.14
	Ti-6Al-4V	25	0.13
	Ti-6Al-4V	400	0.14
	[SONA 1987]	Al	25
Au		25	0.006 [†] - 0.014 [*]
Cu		25	0.011 [†] - 0.016 [*]
Ag		25	0.005 [†] - 0.011 [*]
Acero inoxidable 304		25	0.11

Superficie ideal[†] - Superficie real pulida^{*}

2.1.4.1. USO DE REVESTIMIENTOS ABSORBENTES SUPERFICIALES.

El uso de revestimientos absorbentes está muy extendido para aumentar la absorptancia de las superficies metálicas. Su estudio teórico y experimental es complejo y exige hipótesis muy simplificadoras: espesor constante y determinado de la capa de revestimiento, naturaleza del sustrato homogénea, etc. El empleo de revestimientos absorbentes tiene la desventaja de introducir más pasos intermedios en la secuencia del proceso. Las características que debe reunir un buen revestimiento absorbente son las siguientes:

- i) En primer lugar y fundamental ha de poseer una buena absorción de la radiación láser. En la Tabla II.1.3 se facilitan ejemplos de revestimientos y absorptancias tomados de diversos autores.
- ii) Por motivos obvios, ha de tener estabilidad a altas temperaturas para que no pierda sus propiedades absorbentes conforme se incrementa su temperatura.

- iii) El espesor ha de ser el adecuado, ni demasiado delgado para no tener efecto absorbente, ni demasiado grueso para reducir el efecto térmico sobre la superficie del material a procesar.
- iv) Buena adherencia a la superficie a procesar, teniendo en cuenta además, que puede estar bajo la incidencia de un flujo de gas de proceso.
- v) Ha de ser químicamente inerte con el material a procesar.
- vi) Buen conductor del calor para permitir su transmisión hacia el material base sin dificultad.
- vii) Es conveniente además que sea fácil de aplicar y eliminar si ha de utilizarse en un gran número de piezas o en una cadena de producción.

Tabla II.1.5. Absortancia de distintos recubrimientos absorbentes.

Referencia	Recubrimiento	T (°C)	Absortancia
[STERN 1979]	Pintura sobre acero 35NCD16	25	0.9
	Pintura sobre acero 35NCD16	$\approx T_f$	0.7
[PIZZI 1987]	Fosfato de manganeso sobre fundición de grafito esferoidal	Media	$0.59 \pm 14\%$
	Grafito sobre fundición	Media	$0.64 \pm 4\%$
	Óxido de titanio sobre fundición	Media	$0.71 \pm 4\%$
	Fosfato de manganeso sobre AISI 1045	Media	$0.89 \pm 9\%$
	Grafito sobre AISI 1045	Media	$0.81 \pm 23\%$
[GEIGER 1995]	Grafito + TiO ₂ sobre St37 / SAE 1013	Media	0.72
[KECHEMAIR 1989]	Pintura negra sobre acero 35NCD16	Media	0.87 ± 0.023
	Grafito sobre acero	Media	0.71 ± 0.013
[GNANAMUTHU 1990]	Krylon 1602 (Pulverizado, entre 10 y 20 μ m)	$< T_f$	0.75 - 0.99
[COM-NOGUE 1991]	Grafito	Media	0.4 - 0.5
	Pintura negra	Media	0.55 - 0.6

Como ejemplos de revestimientos absorbentes utilizados en procesos de tratamiento térmico superficial se encuentran:

- i) *Recubrimientos en pulverizador:* Pinturas que como el Krylon 1602 tiene una reflectividad normal pequeña para la longitud de onda de 10.6 micras. Estas pinturas contienen negro de carbón y silicatos de fósforo y manganeso. Otros autores emplean sencillamente pinturas negro mate. Pueden aplicarse mediante pulverizadores en capas con espesores entre 10 y 20 micras.

- ii) *Recubrimientos por reacción química:* Fosfatos de manganeso, cinc o hierro. Los recubrimientos de fosfato se obtienen tratando piezas de aleación de hierro de 5 a 30 minutos con una solución diluida de ácido fosfórico con otros elementos. Se obtienen espesores entre 2 y 100 micras.

2.1.4.2.POLARIZACIÓN DE LA RADIACIÓN.

Las superficies metálicas presentan, en general, una menor reflectancia a la radiación electromagnética polarizada linealmente [RUDLAFF 1990]. La polarización de un haz láser puede obtenerse con un sistema óptico reflectivo apropiado (un haz láser no polarizado al incidir con un cierto ángulo sobre un espejo metálico puede dar lugar a un haz reflejado polarizado). El vector campo eléctrico de la onda polarizada tendrá una componente paralela y otra perpendicular con respecto al plano de incidencia. Cada una de estas componentes tiene una absorptancia propia que, por ejemplo, para el hierro puro viene representada en la Figura 2.1.2. Esto puede aprovecharse para mejorar la absorptancia en el proceso. El principal inconveniente es la pérdida de potencia introducida en la conversión del haz no polarizado a polarizado.

2.1.4.3.PRE-CALENTAMIENTO.

Experimentalmente se comprueba que, en general, la reflectancia disminuye con la temperatura de la superficie. Por lo tanto, el incremento de la temperatura de la pieza, o de su superficie, mediante algún tipo de fuente de calor (por ejemplo, un horno) puede ayudar a aumentar la absorptancia en el posterior proceso de absorción de la radiación láser.

2.1.4.4.AUMENTO DE LA RUGOSIDAD SUPERFICIAL.

El aumento de la rugosidad superficial puede conseguirse mediante un acabado con chorro de arena o papel de carburo de silicio. Se pretende aumentar los defectos geométricos superficiales o bien generar estructuras superficiales periódicas tipo rejilla, lo que mejora el acoplamiento de la interacción a bajas temperaturas. A temperaturas elevadas el efecto de estos defectos o estructuras superficiales se ve disminuido.

2.1.5. MÉTODOS DE DETERMINACIÓN DE LA ABSORTANCIA SUPERFICIAL.

Los métodos para determinar la absorptancia de la superficie a la radiación de una determinada longitud de onda se agrupan en teóricos y experimentales.

- i) Entre los procedimientos teóricos caben destacar:
 - a) El cálculo de la absorptancia a partir de las propiedades ópticas del material, es decir, calculando en primer lugar los índices de refracción del medio (ecuación 2.1.11).

- b) El cálculo a través de la conductividad eléctrica del material [OLSEN 1992].

Estos métodos presentan, al menos, dos inconvenientes. El primero es que durante el procesado láser los materiales no suelen estar a temperatura ambiente y no hay mucha información sobre los valores de las propiedades de los materiales a altas temperaturas. En segundo lugar, en general, los materiales reales no son elementos puros sino aleaciones, lo que dificulta aún más encontrar valores fiables de sus propiedades. Además, sus superficies y redes cristalinas no suelen ser perfectas: pueden encontrarse con defectos geométricos (poros, rugosidades,...) y químicos (impurezas, oxidaciones,...). Estos dos factores pueden incidir muy sensiblemente tanto en el índice de refracción como en la conductividad eléctrica.

ii) Como procedimientos experimentales se mencionan:

- a) El cálculo calorimétrico es el método experimental más sencillo de realizar para determinar la absorptancia, aunque su principal inconveniente es que no es un método muy preciso [RAMOUS 1992].
- b) La medida directa de la reflectancia superficial. Posteriormente se considera que la absorptancia viene dada por la expresión $A = 1 - R$, para calcular su valor. Este método tiene dos inconvenientes. En primer lugar al existir reflexión difusa ($R = R_e + R_d$) hay que medir toda la radiación reflejada en la superficie. Esto obliga al empleo de dispositivos esféricos [GASSER 1987, FABBRO 1990] para recoger toda la intensidad reflejada desde la superficie de incidencia. En segundo lugar, como $A = 1 - R$ y R suele tener valores cercanos a la unidad, hay que precisar mucho en la medida del valor para la reflectancia superficial ya que una diferencia del valor de R entre 0.98 y 0.99 supone el doble en términos de la absorptancia.

2.2. TRANSMISIÓN DEL CALOR EN PROCESOS DE TRATAMIENTO TÉRMICO SUPERFICIAL.

En esta sección se revisan los aspectos de la transmisión de calor más importantes durante los procesos de tratamiento térmico superficial de materiales con láser.

2.2.1. LA ECUACIÓN DE LA TRANSFERENCIA DE ENERGÍA POR VÍA TÉRMICA.

Para el orden de magnitud de las intensidades utilizadas en los tratamientos térmicos superficiales, las consecuencias derivadas de la irradiación de materiales con láser son fundamentalmente, la termalización y el transporte de calor por conducción en el medio material. Este régimen obedece a la ecuación de transmisión del calor en un medio sólido tridimensional. Esta ecuación en forma vectorial viene dada por

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot (\bar{\kappa} \nabla T) = E(\mathbf{r}, t) \quad (2.2.1)$$

En un sistema de coordenadas cartesianas en el que el tensor conductividad térmica $\bar{\kappa}$ sea diagonalizable se llega a la expresión

$$\begin{aligned} \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} &= \frac{\partial}{\partial x} \left(\kappa_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\kappa_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\kappa_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) + E(x, y, z, t) = \\ &= \nabla \cdot (\kappa \nabla T) + E(x, y, z, t) \end{aligned} \quad (2.2.2)$$

siendo, ρ la densidad del material, κ la conductividad térmica, C_p la capacidad calorífica, $T(x, y, z, t)$ la temperatura, x, y, z , las coordenadas espaciales, t el tiempo y E la energía suministrada por unidad de tiempo y volumen.

La dependencia de las propiedades térmicas con la temperatura origina una ecuación no lineal muy difícil de resolver analíticamente. Si se conocen la dependencia de estas propiedades con la temperatura es muy común el empleo de métodos numéricos para obtener soluciones aproximadas.

Otro problema consiste en la determinación de la energía absorbida, $E(x, y, z, t)$, ya que ésta, como ocurre en el caso que atañe a este trabajo, también puede depender de la temperatura de la superficie a través de la absorptividad de la superficie. Finalmente, los regímenes en los que aparecen otras fases son aún más complicados de definir analítica o numéricamente. Este punto requeriría por sí mismo un estudio aparte [RAPPAZ 1991].

Una primera simplificación de la ecuación consiste en suponer que el material es homogéneo e isótropo. Si además se considera que las propiedades termofísicas no dependen de la temperatura la ecuación queda:

$$\nabla^2 T - \frac{1}{\chi} \frac{\partial T}{\partial t} = -\frac{E(x, y, z, t)}{\kappa} \quad (2.2.3)$$

donde $\chi (= \kappa \rho^{-1} C_p^{-1})$ es la difusividad térmica del material ($m^2 s^{-1}$).

Si no hay fuente de calor

$$\Delta T = \frac{1}{\chi} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.2.4)$$

Por otro lado, en estado estacionario

$$\frac{\partial T}{\partial t} = 0 \quad (2.2.5)$$

con lo que se tiene por tanto

$$\Delta T = -\frac{E(x, y, z, t)}{\kappa} \quad (2.2.6)$$

denominada ecuación de Poisson. Si en esta expresión se elimina la fuente de calor, $E(x,y,z,t) = 0$, se llega a

$$\Delta T = 0 \quad (2.2.7)$$

es decir, se transforma en la ecuación de Laplace.

De este conjunto de magnitudes y ecuaciones pueden obtenerse importantes consecuencias para el estudio de los procesos de tratamiento térmico superficial de materiales con láser.

Kechemair [KECHEMAIR 1993] justifica la estimación de la no-linealidad del problema del tratamiento superficial de aceros con láser, reescribiendo la expresión de la ecuación de transmisión del calor como

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} - \kappa \Delta T = E(x, y, z, t) + \frac{\partial \kappa}{\partial T} (\nabla T)^2 \quad (2.2.8)$$

estimando que el tratamiento no lineal se hace necesario si

$$\eta = \frac{\frac{\partial \kappa}{\partial T} (\nabla T)^2}{\kappa \Delta T} \geq 1 \quad (2.2.9)$$

En el caso de un tratamiento térmico superficial típico de un acero al carbono con láser, Kechemair toma los siguientes valores: $\Delta T \approx 10^7 - 10^8 \text{ K m}^{-2}$, $\nabla T \approx 10^6 \text{ K m}^{-1}$, $\kappa \approx 30 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$, $\partial \kappa / \partial T \approx 3 \cdot 10^{-2} \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-2}$, con lo que $\eta > 1$. Justifica con este cálculo la estimación de los efectos lineales, teniendo en cuenta exclusivamente la variación de la conductividad térmica del material con la temperatura.

Por su parte, Cerri [CERRI 1987] emplea el valor de la longitud de difusión térmica, $\delta_t = 2\sqrt{\chi \cdot t_L}$, siendo t_L la duración de la incidencia láser, para determinar la necesidad de emplear un modelo unidimensional o tridimensional, en el cálculo del campo de temperaturas en un medio sólido bajo la incidencia de un haz láser de distribución transversal de intensidad uniforme.

Por otro lado, hay que tener en cuenta que durante el proceso no toda la energía absorbida por la superficie del material es transmitida hacia su interior ya que existen pérdidas por la transmisión de esta superficie hacia el exterior (Figura 2.2.5). La intensidad transmitida hacia el interior del sólido vendrá dada por la expresión:

$$q_{\text{trans}} = A I_{\text{inc}} - q_{\text{conv}} - q_{\text{rad}} \quad (2.2.10)$$

siendo I_{inc} la intensidad láser incidente, q_{conv} la intensidad transmitida por convección hacia el medio ambiente y q_{rad} la intensidad transmitida por radiación hacia el exterior.

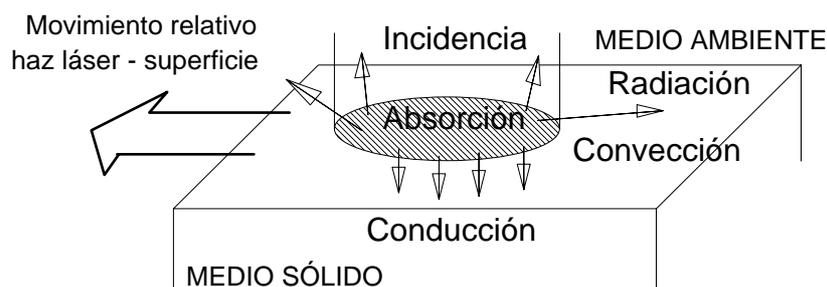


Figura 2.2.5. Esquema de los flujos de calor durante el procesado con láser.

En esta situación es necesario evaluar cuantitativamente estas pérdidas, con el fin de analizar si es necesaria su estimación o no en el modelado de los procesos estudiados.

2.2.2. PÉRDIDAS POR CONVECCIÓN.

La transmisión de calor por convección de la superficie del material procesado hacia el medio fluido que lo rodea da lugar a las pérdidas por convección durante los procesos de tratamiento térmico superficial. Si el flujo de calor por convección entre la superficie de un medio sólido y el medio fluido que le rodea viene dado por

$$q_{\text{conv}} = h_c (T_s - T_f) \quad (2.2.11)$$

la expresión que permite calcular las pérdidas debidas a la convección es la siguiente:

$$P_{\text{conv}} = \iint_{S_c} h_c (T - T_f) ds \quad (2.2.12)$$

siendo h_c el coeficiente de transmisión de calor por convección o de película del proceso. Este coeficiente depende de la superficie y de la naturaleza y estado del medio fluido ambiente. T es la temperatura de la superficie, T_f la temperatura del medio fluido y S_c la superficie de transmisión por convección.

Chapman [CHAPMAN 1984], empleando el análisis dimensional, da las expresiones incluidas en la Tabla II.2.1 para el caso de transmisión de calor por convección en la superficie de una placa con el fin de determinar el valor del coeficiente de transmisión del calor por convección. Nu, Gr, Re y Pr son los números adimensionales de Nusselt, Grashof, Reynolds y Prandtl dados por

$$\text{Nu} = \frac{h_c L}{\kappa_f} \quad (2.2.13a)$$

$$\text{Gr} = \frac{L^3 \rho^2 g \beta \Delta T}{\mu^2} \quad (2.2.13b)$$

$$\text{Re} = \frac{v \rho_f L}{\mu_f} \quad (2.2.13c)$$

$$\text{Pr} = \frac{\mu_f C_{p_f}}{\kappa_f} \quad (2.2.13d)$$

siendo L la longitud característica en el proceso, g la aceleración de la gravedad, ΔT la diferencia de temperatura entre el medio fluido y la superficie, y ρ_f , C_{p_f} , κ_f , μ_f , β y v , la densidad, la capacidad calorífica, la conductividad térmica, la viscosidad dinámica, el coeficiente de dilatación volumétrico ($\beta = (v - v_0) / (v_0 (T_s - T_f))$) y la velocidad del

fluido, respectivamente. Las propiedades del fluido están tomadas a la temperatura media $T_m = (T_s + T_f) / 2$

Tabla II.2.6. Números adimensionales para distintos regímenes en la transmisión del calor por convección en una placa para el cálculo del coeficiente de transmisión por convección.

Convección libre en placas horizontales.			
Tipo de flujo	Condición	Expresión de Nu	Fórmula simplificada
Laminar (cara sup. caliente, inf. fría)	$10^5 < Gr \cdot Pr < 2 \cdot 10^7$	$Nu = 0.54 (Gr Pr)^{1/4}$	$h_C = 1.13 (\Delta T / L)^{1/4}$
Laminar (cara sup. fría, inf. caliente)	$10^5 < Gr \cdot Pr < 2 \cdot 10^7$	$Nu = 0.25 (Gr Pr)^{1/4}$	$h_C = 0.50 (\Delta T / L)^{1/4}$
Turbulento (sup. caliente, inf. fría)	$2 \cdot 10^7 < Gr \cdot Pr < 3 \cdot 10^{10}$	$Nu = 0.14 (Gr Pr)^{1/3}$	$h_C = 1.31 (\Delta T)^{1/3}$

Convección forzada en placas.			
Tipo de flujo	Condición	Expresión de Nu	Fórmula simplificada
Laminar	$Re < 4 \cdot 10^5; Pr \leq 0.6$	$Nu = 0.664 Re^{1/2} Pr^{1/3}$	-
Turbulento	$Re > 4 \cdot 10^5, Pr \geq 0.6$	$Nu = Pr^{1/3} (0.037 Re^{1/5} - 872)$	-
	Para aire	-	$Nu = 0.75 (Re Pr)^{1/4}$
	Para $v < 5m/s$	-	$h_C = 5 + 3.4 v$
	Para $v > 5m/s$	-	$h_C = 6.14 v^{0.78}$

Herziger [HERZIGER 1994] da una estimación para las pérdidas por convección durante los procesos de temple superficial de aceros con láser de 55 W cm^{-2} tomando la expresión de la convección forzada en placas para flujo laminar y una temperatura máxima alcanzada en la superficie de 1700 K, en una atmósfera de nitrógeno con $T_f = 298 \text{ K}$, $\kappa_f = 0.026 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$, $Pr = 0.71$, $\mu_f = 1.6 \cdot 10^{-5} \text{ kg m}^{-1} \text{ s}^{-1}$, $L = 1 \text{ cm}$ y $v = 100 \text{ m s}^{-1}$ en un régimen estacionario.

2.2.3. PÉRDIDAS POR RADIACIÓN.

Las pérdidas por radiación durante el tratamiento con láser vienen dadas por la reirradiación de energía desde la superficie del material procesado hacia el medio ambiente. Tomando como hipótesis que la superficie del material emite como un cuerpo negro, entonces las pérdidas de energía por radiación viene dadas por la expresión:

$$P_{\text{rad}} = \iint_{S_R} \varepsilon \sigma T^4 \, ds \quad (2.2.14)$$

donde ε es la emisividad de la superficie de transmisión, σ es la constante de Stefan-Boltzmann ($5.670 \cdot 10^{-12} \text{ W cm}^{-2} \text{ K}^{-4}$), T es la temperatura absoluta en la superficie y S_R la superficie de transmisión por radiación. La Tabla II.2.7 da una primera estimación mayorada del orden de magnitud de estas pérdidas durante los procesos de tratamiento térmico superficial de un acero con láser, en las que se toman los valores para $\varepsilon = 0.5$, $S_R = 1 \text{ cm}^2$ y la misma temperatura absoluta en toda la superficie irradiante.

Herziger [HERZIGER 1994] da una estimación para las pérdidas por radiación de 50 W cm^{-2} , considerando $\varepsilon = 1$ y una temperatura máxima alcanzada en la superficie de 1700 K en un régimen estacionario. Este valor puede ser una estimación mayorada de las pérdidas por radiación en este tipo de procesos.

Por su parte, Kechemair [KECHEMAIR 1989] utiliza en las simulaciones de procesos de tratamiento térmico superficial de aceros con láser, un valor para un coeficiente de transmisión del calor por convección promediado h_c de $400 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$, que incluye tanto la convección como la radiación en el proceso para una temperatura máxima alcanzada en la superficie de 892°C y una emisividad de la superficie $\varepsilon = 0.9$. La diferencia entre los incrementos máximos de temperaturas calculados por su modelo numérico bidimensional para procesos que consideran o no estas pérdidas se sitúa en el 2%.

Tabla II.2.7. Estimación de las pérdidas por radiación durante los procesos de tratamiento térmico superficial de un acero con láser.

T. absoluta [K]	P_{rad} [W]
300	0.023
500	0.177
800	1.161
1000	2.835
1200	5.878
1500	14.35

2.3. ASPECTOS METALÚRGICOS Y CARACTERÍSTICAS Y PROPIEDADES DE LOS MATERIALES.

El objetivo de este capítulo es revisar las nociones básicas concernientes a la estructura y la química de los materiales susceptibles de ser procesados mediante tratamientos térmicos superficiales con láser. Se hace especial hincapié en los materiales metálicos y, especialmente, en las aleaciones de hierro. En consecuencia, se examina en detalle, la transformación martensítica y las especificaciones y diferentes procesos para llevar a cabo el temple superficial de materiales metálicos [MOLERA 1991, BLÁZQUEZ 1988]. A continuación, se revisan otros materiales metálicos no féreos y los materiales no metálicos en su conjunto. Finalmente, se enumeran las principales ventajas de los procesos de tratamiento térmico superficial con láser.

2.3.1. METALES Y ALEACIONES FÉRREAS.

Los metales son los elementos de transición en la clasificación del sistema periódico, presentando una subcapa d o f incompleta. Por ejemplo, el átomo de hierro, Fe_{26}^{55} , tiene la configuración electrónica $1s^2 2s^2 2p^6 3s^2 3p^6 4s^2 3d^6$ y no $3d^8$ como permitiría la subcapa llena $3d^{10}$. La función de onda del orbital d es pequeña, lo que explica la dureza, la elevada densidad y la alta temperatura de fusión de los metales. Por ejemplo, en comparación con el átomo de calcio, Ca_{20}^{40} , que tiene como última capa $4s^2$ y de radio atómico 1.97Å , el átomo de hierro con $3d^6$ tiene un tamaño reducido: 1.241Å .

Tabla II.3.1. Densidad, capacidad calorífica a presión constante, conductividad térmica (valores aproximados para 20°C) y punto de fusión del hierro puro.

ρ (kg m^{-3})	C_p ($\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$)	κ ($\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$)	T_f ($^\circ\text{C}$)
7870	420	44	1539

Los metales que se utilizan en la industria están compuestos generalmente de un gran número de cristales de pequeño tamaño (de 10^{-3} a 10^{-1} mm); la orientación cristalina varía de un grano a otro. La cohesión está asegurada por un particular tipo de enlace llamado enlace *metálico*, por compartición de electrones. Esto origina la aparición de una estructura de niveles de bandas de energía que asegura una gran movilidad a esos electrones de conducción. Además se observa una elevada plasticidad gracias a la ausencia de direccionamiento en el enlace metálico y a la cristalización en sistemas con múltiples posibilidades de deslizamiento, una importante conductividad eléctrica y térmica gracias a la movilidad de los electrones y una reflectancia elevada, como se indicó en la sección 2.1.

Los tres tipos de redes cristalinas más frecuentes para los metales son la cúbica centrada en las caras (c.c.c.), la cúbica centrada (c.c.) y la hexagonal compacta (h.c.) y sus respectivas estructuras se muestran en la Figura 2.3.1.

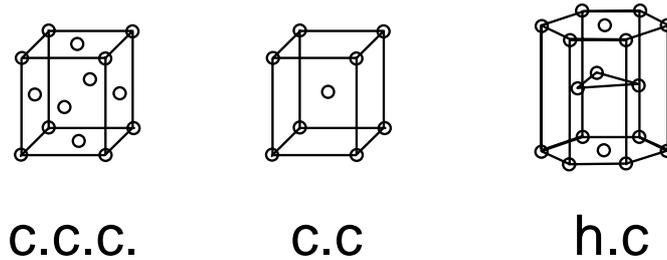


Figura 2.3.6. Estructuras cristalinas típicas de los metales.

Ciertos metales, como el hierro, pueden presentar distintas variedades alotrópicas, es decir, a una temperatura determinada pueden cambiar de estructura cristalina. El hierro puro tiene las transformaciones alotrópicas representadas en la Figura 2.3.7. Los procesos de enfriamiento vienen definidos por una secuencia de etapas que dan lugar a un conjunto de temperaturas denominadas Ar (del francés *arrêt refroidissement*). A su vez, los procesos de calentamiento vienen definidos por una serie de puntos denominados Ac (*arrêt chauffage*).

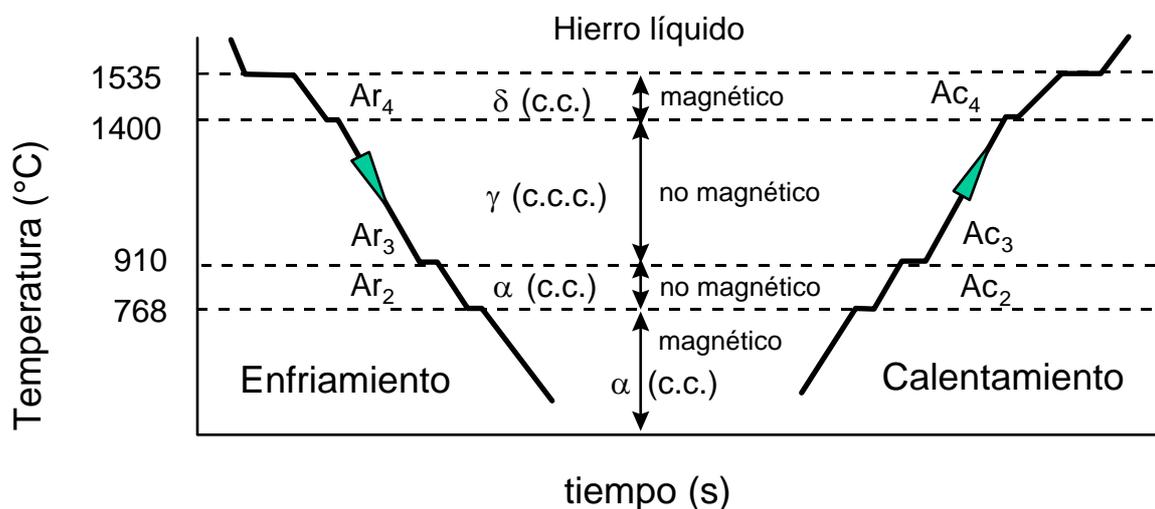


Figura 2.3.7. Transformaciones alotrópicas del hierro puro.

Un elemento metálico forma una aleación con otros elementos cuando se obtiene un sólido con propiedades distintas a los que individualmente lo componen, debido a la solidificación de una fase líquida homogénea.

En el caso del hierro, las aleaciones más utilizadas son las hierro-carbono. El diagrama de equilibrio se representa en las Figuras 2.3.3 y 2.3.4. Además, el hierro suele combinarse con otros elementos que permitan mejorar las propiedades de sus aleaciones para muy distintas aplicaciones.

El sistema hierro-carbono presenta principalmente las siguientes fases en el estado sólido:

- i) *ferrita*, solución sólida constituida por hierro α o δ (cúbica centrada) y trazas de carbono. El límite de solubilidad del carbono varía de 0.02%

- a baja temperatura (ferrita α) a 0.1% (ferrita δ). Es la fase más blanda, pero muy dúctil y maleable.
- ii) *austenita*, solución sólida de carbono (γ , en su caso, otros aleantes) en hierro γ (cúbica centrada en las caras). El límite de solubilidad del C ronda el 2%. En ocasiones se encuentra a temperatura ambiente en los aceros de alta aleación. Es blanda, muy dúctil y tenaz.
 - iii) *cementita* (Fe_3C), químicamente carburo de hierro, combinación que contiene el 6.67% en peso de carbono. Es una fase metaestable que tiende a descomponerse dando grafito. Presenta una dureza elevada pero es muy frágil.
 - iv) *grafito*, carbono cristalizado de forma hexagonal estratificado.

Pueden considerarse separadamente los diagramas hierro-cementita en equilibrio metaestable (aleaciones con menos del 6.67% de carbono) y hierro-grafito en equilibrio estable (útil sólo para las fundiciones), en las Figuras 2.3.3 y 2.3.4, respectivamente. En rigor, estos diagramas sólo son válidos para aleaciones formadas exclusivamente por hierro y carbono. En caso de que existan otros elementos en pequeña proporción, los diagramas correspondientes son muy parecidos.

Por ser el caso típico de trabajo a continuación se describen las transformaciones sufridas por una aleación hipoeutectoide (con menos del 0.85% de carbono) del 0.4-0.5% de carbono referidas al primer diagrama. El acero F-1140 es el escogido para la validación del modelo de predicción desarrollado en el capítulo 6.

En el enfriamiento a partir de 1500° C, la aleación en estado líquido empieza a cristalizar en austenita γ quedándose como fase única cuando la solidificación llega a su fin. Su aspecto dependerá del sobrecalentamiento por encima del *liquidus*, de las condiciones de enfriamiento, etc.

Al alcanzarse la temperatura Ar_3 empieza la transformación de la austenita en ferrita. Conforme se va enfriando, van modificándose las composiciones de la austenita y de la ferrita paramagnética. A la temperatura de Curie (Ar_2 : 768°C), ésta se transforma en ferromagnética y hacia los 723°C (Ar_1) aparece el eutectoide de ferrita y cementita denominado *perlita* con lo que coexisten tres fases (ferrita, cementita y austenita) que dejan el sistema invariante según la regla de Gibbs o de las fases. Esta transformación tiene lugar a temperatura constante. En los aceros hipoeutectoides el proceso se lleva a cabo mediante la formación de gérmenes de ferrita en las juntas de los granos de austenita, hasta llegar a extenderse por todo el grano. Precisamente los valores Ar_1 y Ar_3 son los correspondientes a transformaciones de interés en los tratamientos térmicos a analizar.

Esta secuencia de valores no es fija. Por ejemplo, el valor de Ar_3 depende en realidad de la velocidad de enfriamiento, y el de Ac_1 o Ac_3 , de la velocidad de calentamiento (Ac_3 puede desplazarse más de una centena de grados para velocidades de calentamiento de 300°C s⁻¹) debido a la cinética de los mecanismos microscópicos implicados.

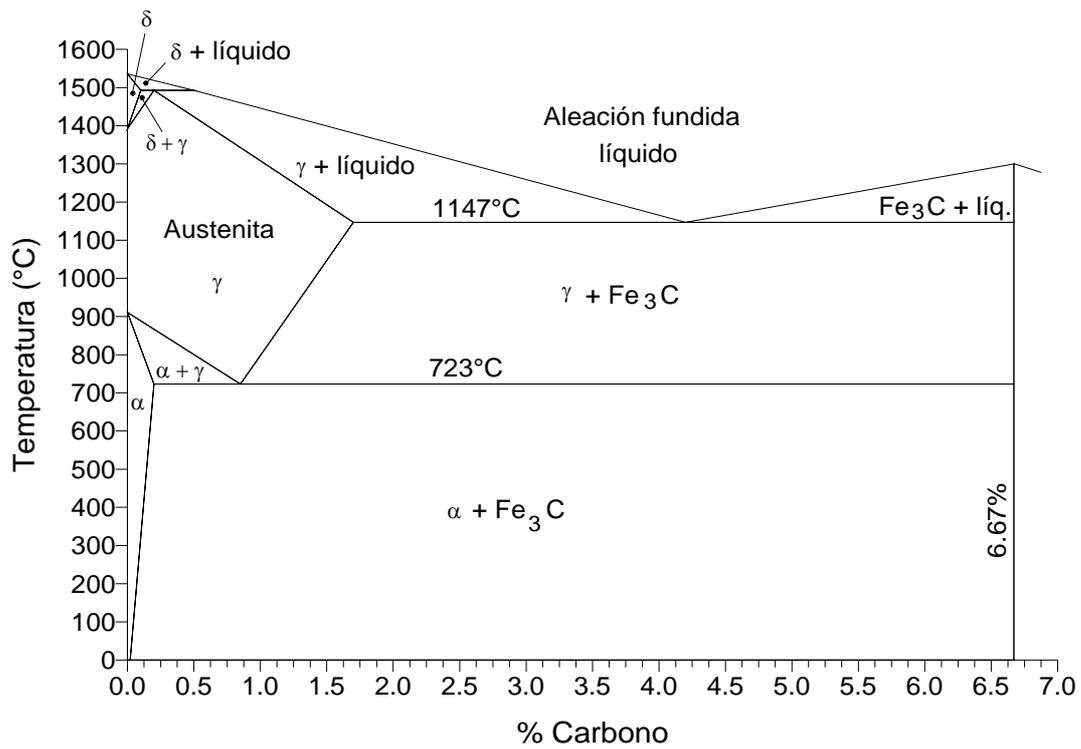


Figura 2.3.8. Diagrama de equilibrio metaestable (Fe - Fe₃C) de las aleaciones hierro-carbono.

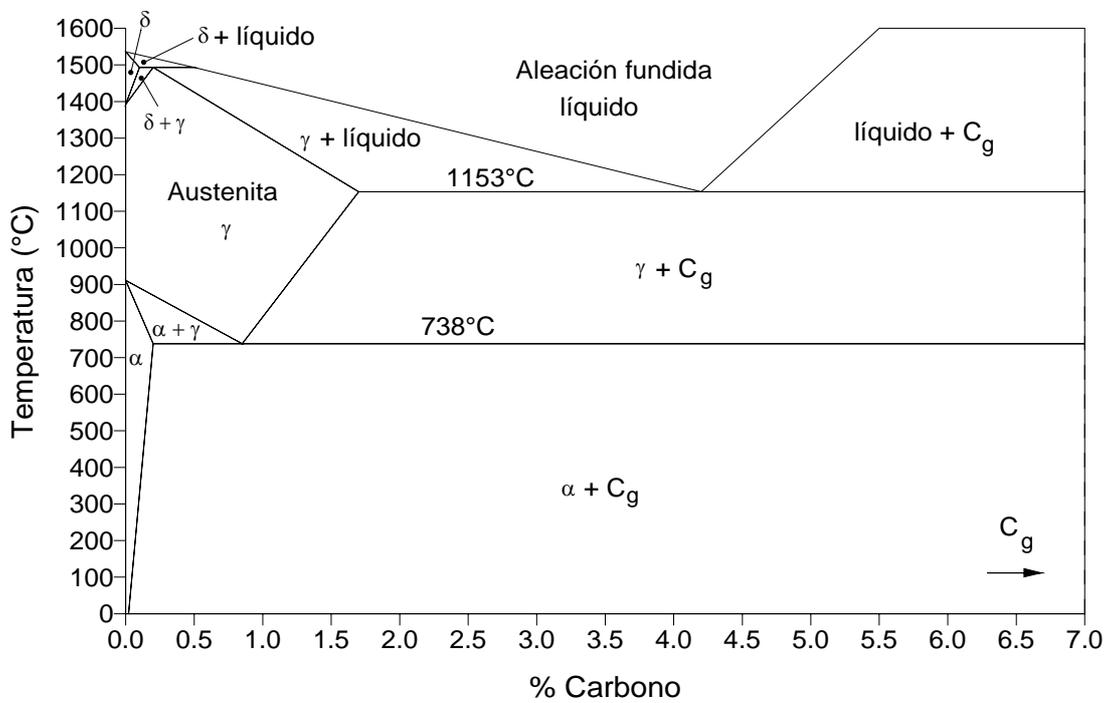


Figura 2.3.9. Diagrama de equilibrio estable (Fe - Grafito) para las aleaciones hierro-carbono.

La influencia de la velocidad de calentamiento y de enfriamiento tiene especial importancia en los ciclos térmicos tan rápidos impuestos por los procesos realizados con láser [FRITSCH 1992], como se explica y observa más adelante en la Figura 2.3.7. Así, puede contemplarse una histéresis entre A_{c3} y A_{r3} , lo que explica que habitualmente $A_{r3} < A_{c3}$.

En los aceros industriales el carbono es acompañado por otros elementos aleantes y las inevitables impurezas que pueden reemplazar al hierro en la red de cementita, formar carburos particulares o incluso compuestos intermetálicos, originando perturbaciones en los puntos de cambio de fase y transformaciones de la aleación, que a su vez pueden modificar sensiblemente las propiedades de las aleaciones. Con esto puede valorarse la experiencia del metalúrgico al escoger un acero y el tratamiento térmico según las condiciones de trabajo a las que va a estar sometido.

Para facilitar la tarea de determinación de las transformaciones producidas durante los procesos de tratamiento térmico, los diagramas de equilibrio se completan con la curva de transformación isoterma (TTT: Transformaciones en función del Tiempo y de la Temperatura) y de Enfriamiento Continuo (TEC). En las Figuras 2.3.5 y 2.3.6 se muestran dos ejemplos de curva típicas de transformación isoterma y en enfriamiento continuo, con la que se puede determinar la curva de enfriamiento crítica para la obtención del máximo de martensita.

Para cada aleación, las curvas analizan la cinética y los productos de la transformación de la austenita durante el enfriamiento y dependen de la temperatura alcanzada en el calentamiento y el tiempo de mantenimiento en esta temperatura que determinan el tamaño de grano inicial. Según las condiciones del enfriamiento, se obtendrán los compuestos estables del diagrama Fe - Fe₃C u otras fases metaestables.

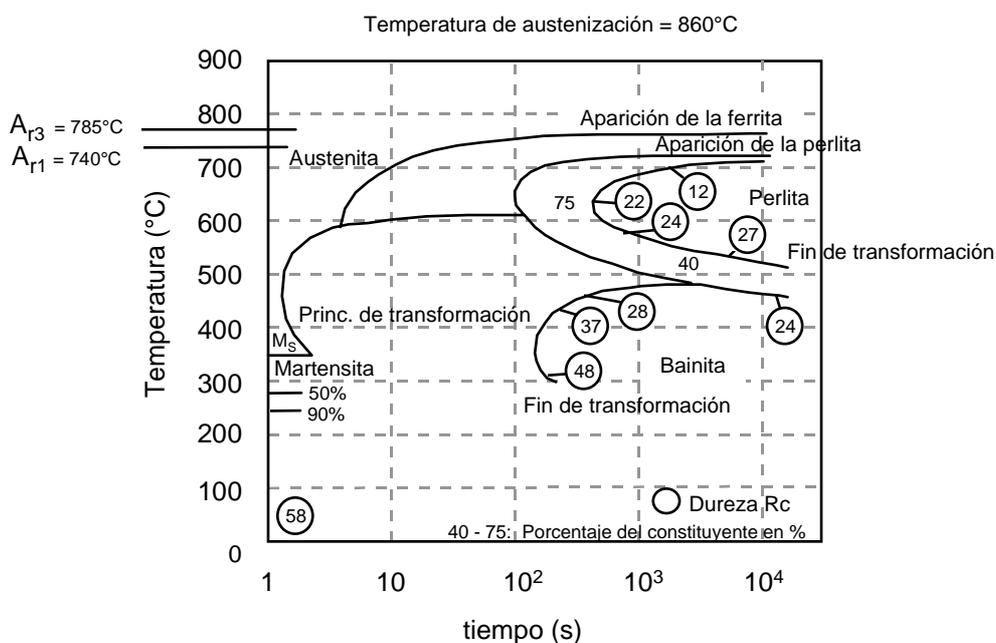


Figura 2.3.10. Ejemplo de curva de transformación isoterma de un acero.

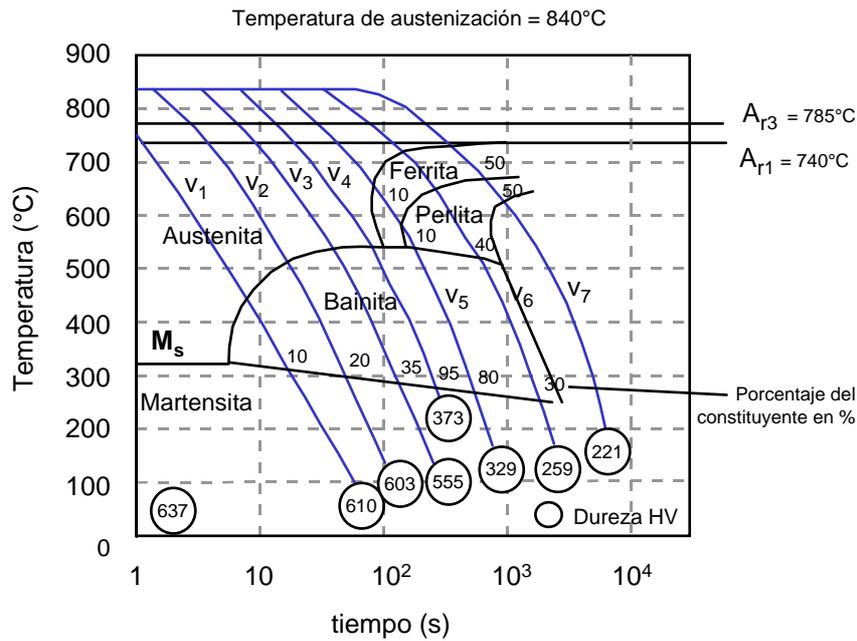


Figura 2.3.6. Ejemplo de curva de transformación en enfriamiento continuo de un acero.

2.3.2. TEMPLE Y TEMPLE SUPERFICIAL DE ALEACIONES FÉRREAS.

Para aumentar la dureza hace falta, o bien crear una estructura sin defectos, lo que es difícil de conseguir, o bien dificultar la movilidad de las dislocaciones, por ejemplo aumentando la densidad de las imperfecciones (con más dislocaciones, obstáculos estructurales, etc.). Entre los tratamientos *clásicos* destacan la modificación estructural por temple o la creación de una capa superficial de naturaleza química diferente por difusión.

Una dureza elevada puede ser muy útil, especialmente en la superficie de una pieza, para protegerla de las deformaciones y del desgaste. Esto lo puede solucionar un tratamiento superficial que haga heterogénea a la pieza y consiga un gradiente de dureza en la superficie. Entre otros tratamientos destacan el temple superficial (oxiacetilénico, por inducción, por haz de electrones o por láser) y la difusión en la superficie de la pieza de elementos aleantes (cementación, nitruración, cianuración, cromado electrolítico, etc.).

El temple y el temple superficial pretenden conseguir una estructura martensítica en el acero. El ciclo térmico del temple comprende una fase de calentamiento, hasta el dominio austenítico a una temperatura que puede mantenerse eventualmente, y una fase de enfriamiento rápido en un medio templante (agua, agua salada, aceite, aire,...), en el transcurso de la cual se produce la transformación martensítica propiamente dicha.

La formación de la austenita en la fase de calentamiento tiene lugar por difusión del carbono a partir de una mezcla de ferrita y cementita. Esta difusión sigue las leyes de Fick. Los tiempos característicos de los procesos dependerán de la estructura inicial del acero y de la temperatura.

Sin embargo, los puntos Ac_1 (temperatura para la que empieza a obtenerse austenita en el calentamiento) y Ac_3 (temperatura para la que se obtiene el 100% de austenita), como se ha indicado anteriormente, y la homogeneidad de la austenita obtenida dependerá de la velocidad de calentamiento, según muestra la Figura 2.3.7. Este particular es de vital importancia ya que en los procesos realizados con láser las velocidades de calentamiento son muy superiores a las conseguidas con otros procesos convencionales.

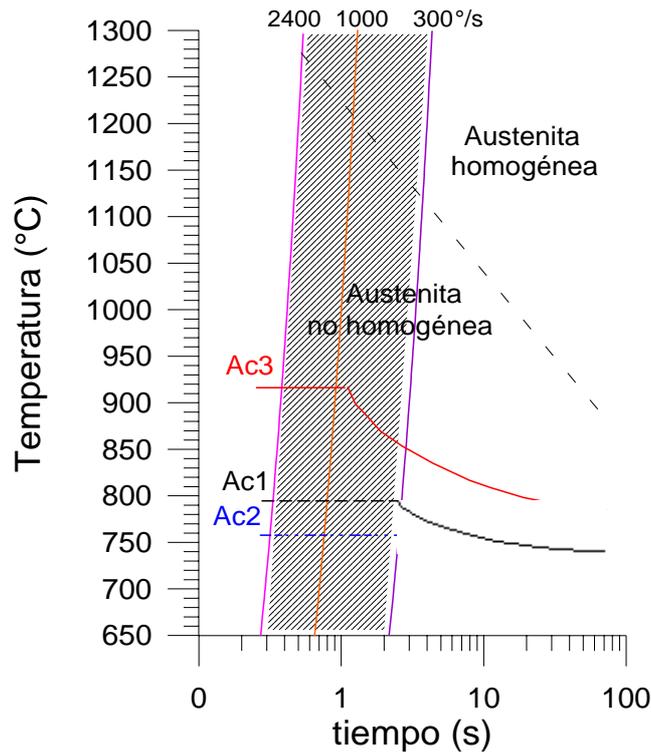


Figura 2.3.7. Variación de los puntos de transformación en el calentamiento de un acero al carbono con la velocidad de calentamiento.

En el enfriamiento la martensita se forma sin difusión a partir de la austenita cuando la velocidad de enfriamiento es lo suficientemente elevada. Los cristales de martensita generados, se acoplan a la austenita siguiendo unos planos definidos y, su crecimiento tiene lugar a la velocidad del sonido en el medio (en el acero es superior a la velocidad del sonido en el aire). Si la velocidad de enfriamiento es insuficiente entonces aparecen otras estructuras formadas por agregados de ferrita y carburos con una dureza menor que la martensita. La fracción de martensita formada, su proporción en carbono y su dureza dependen especialmente de la homogeneidad de la austenita y, por consiguiente, de la difusión del carbono en el calentamiento.

Los aceros se templean para elevar su dureza, su resistencia y su respuesta al desgaste. Pero, un acero templado es generalmente demasiado frágil, poco dúctil. Habitualmente, al proceso de temple le sigue otro de revenido. Este tratamiento modifica la estructura del acero descomponiendo la martensita en ferrita, lo que reduce

las tensiones internas del acero y aumenta la resiliencia a costa de disminuir la dureza, el límite elástico y la resistencia a la tracción. Esto puede ser aceptable en determinadas aplicaciones o un precio demasiado alto en otras.

Muchos autores demuestran que el tratamiento con láser permite obtener en el acero una estructura superficial en la que predomine la martensita, a pesar de la dificultad en la interpretación de los resultados afectados por la no uniformidad del haz, por la imprecisión en la determinación de la distribución de intensidad del haz, por el desconocimiento exacto de la absorción de la superficie,... [KECHEMAIR 1989, GNANAMUTHU 1986, LEPSKI 1994].

Además, el proceso puede adaptarse bastante bien a producciones de gran flexibilidad (pequeñas series o prototipos) o de alta calidad (durezas elevadas, aleaciones de difícil tratamiento con técnicas convencionales, piezas de geometría compleja o de difícil acceso, etc.).

2.3.3. PROCEDIMIENTOS DE TRATAMIENTO TÉRMICO SUPERFICIAL DE ACEROS.

En este apartado se describirán los diferentes métodos para realizar un temple superficial, es decir, la modificación de la microestructura superficial de las piezas a endurecer. El calentamiento previo necesario para el temple, etapa que caracteriza al procedimiento, se puede llevar a cabo mediante una llama, una corriente inducida, un haz de electrones o un haz láser [MOLERA 1991].

i) Temple superficial con llama.

La superficie del material se calienta mediante una llama oxiacetilénica, de modo que el acero se transforme rápidamente en austenita. A continuación, se consigue un enfriamiento rápido asistido con algún sistema de refrigeración (normalmente una inmersión o ducha en agua). Este método se emplea con piezas de grandes dimensiones y/o de geometría irregular. Las mayores precauciones a tomar consisten, en primer lugar, en evitar que la velocidad de calentamiento de la capa superficial sea menor que la velocidad de transmisión de calor hacia el núcleo de la pieza y en segundo lugar, en no alcanzar la temperatura de fusión del material.

ii) Temple superficial por inducción.

El calentamiento de la pieza (de pequeñas dimensiones) se realiza generándole corrientes inducidas. El dispositivo utilizado hace de transformador con una serie de espiras por las que circula la corriente que hacen de primario. El secundario es la propia pieza a procesar. La geometría de la disposición de primario y secundario depende de la geometría de la pieza y de la zona a tratar: la densidad de corrientes inducidas es mayor en la zona de la pieza cercana al primario. La profundidad afectada de la pieza depende de la

frecuencia de la corriente y del tiempo de tratamiento o de la velocidad relativa entre el primario y el secundario si el proceso es estático o dinámico respectivamente. Las intensidades de energía obtenidas están entre 0.1 y 2 kW cm^{-2} . Los tiempos de proceso rondan las decenas de segundos y la profundidad tratada alcanzada los tres milímetros. En la Figura 2.3.8 se representa gráficamente la dureza obtenida en función de la profundidad para un acero al carbono $0.5\%C$ templado superficialmente por inducción con una frecuencia de $4 \cdot 10^5 \text{ Hz}$ y una temperatura de austenización de 900°C [THELNING 1984]. Este método suele emplearse para piezas de forma redonda o cilíndrica tratadas en serie.

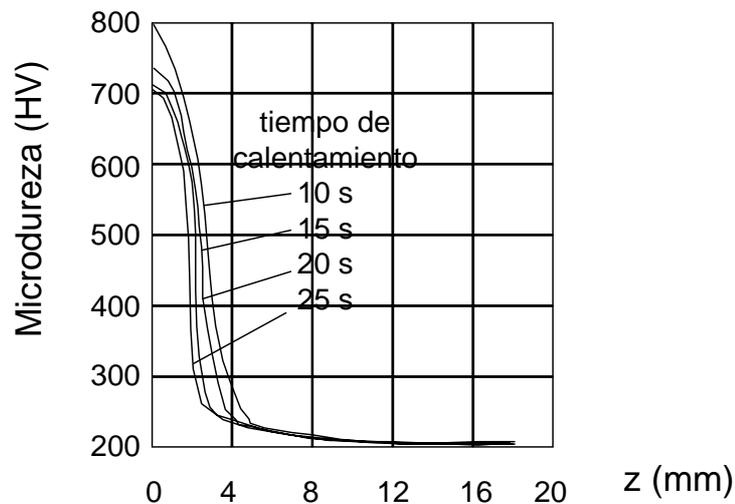


Figura 2.3.8. Dureza obtenida en función de la profundidad para un acero al carbono $0.5\%C$ templado superficialmente por inducción.

iii) Temple superficial por haz de electrones.

Los electrones son producidos en un filamento en espiral incandescente que actúa de cátodo. Los electrones que abandonan el cátodo son acelerados por un campo eléctrico dirigiéndose al segundo ánodo, que es la pieza a tratar térmicamente. Los electrones se focalizan mediante campos magnéticos chocando con la superficie metálica a procesar, cediendo así su energía. La energía y concentración de los electrones se modifican mediante los campos eléctrico y magnético. La superficie de la pieza calentada se enfría por conducción térmica hacia el interior, quedando de esta manera templada.

iv) Temple superficial con láser.

Se hace incidir un haz de radiación láser sobre la superficie de la pieza de forma que parte de su energía quede absorbida como calor produciendo un

rápido y localizado aumento de la temperatura superficial. El enfriamiento, al igual que en el método anterior, se consigue por conducción térmica hacia el interior de la pieza.

2.3.4. OTROS METALES DE INTERÉS.

Aunque las aleaciones de hierro son las más empleadas a nivel industrial y, por lo tanto, también las más dadas a sufrir tratamientos superficiales, existen otros metales de uso habitual, que son susceptibles de ser procesados con el objeto de mejorar sus propiedades superficiales [CHUN 1970, YILBAS 1988, RAPPAZ 1992]. Entre estos materiales metálicos no féreos destacan las aleaciones de aluminio, cobre, titanio y níquel. En la Tabla II.3.2 se muestran los valores para algunas propiedades termofísicas referidas a estos metales.

Tabla II.3.2. Algunos metales representativos y sus respectivas temperaturas de fusión, densidad, capacidades caloríficas a presión constante y conductividades térmicas a 20°.

Elemento	T_f (°C)	ρ (kg m ⁻³)	C_p (J kg ⁻¹ K ⁻¹)	κ (W m ⁻¹ K ⁻¹)
Aluminio	660	2700	945	204
Cobre	1083	8900	384	384
Titanio	1670	4500	519	17
Níquel	1440	8890	544	55

Se ha considerado el níquel como ejemplo de material metálico no férreo para la obtención de resultados del modelo de predicción. El níquel es un elemento que presenta una estructura cristalina cúbica centrada en las caras. Es un material dúctil, pero muy resistente a la corrosión, por lo que se utiliza mucho en la industria química y en la de alimentación ya sea, como elemento base, como componente de una aleación o como recubrimiento de otra.

Como ejemplo de proceso de tratamiento superficial de níquel, Breinan lleva a cabo un tratamiento superficial denominado *laserglaze* o vitrificado láser, realizado con una elevada intensidad en un intervalo de tiempo muy pequeño [BREINAN 1983]. Con este proceso se consigue modificar la estructura y mejorar las propiedades mecánicas en la superficie de la probeta de níquel.

2.3.5. MATERIALES NO METÁLICOS.

Es difícil generalizar acerca de los materiales no metálicos que puedan ser objeto de procesos de tratamiento térmico superficial. Por ejemplo, atendiendo solo a la estructura en estado sólido, ésta puede ser cristalina o amorfa. Siguiendo esta línea, las

propiedades físicas que influyen en los procesos de tratamiento pueden tomar valores muy dispares.

Entre las propiedades físicas más importantes de este grupo heterogéneo de materiales (materiales cerámicos, polímeros, vidrios, etc.) con vistas a procesos de tratamiento térmico superficial: densidad, capacidad calorífica a presión constante, conductividad térmica y difusividad térmica, quizás habría que subrayar que poseen una conductividad térmica mucho menor que la de los materiales metálicos.

Como ejemplo de material no metálico procesado mediante la técnica láser se considerará el vidrio para la obtención de resultados con el modelo de predicción y caracterización desarrollado.

El vidrio es un material amorfo, no cristalino. Su componente principal es el óxido de silicio, SiO_2 . Físicamente se comporta como un líquido subenfriado: la *solidificación* del vidrio no conlleva un cambio de fase, sino que, la distribución estadística de moléculas en la masa fundida se *congela* no teniendo lugar la generación de cristales

El vidrio es un material muy frágil. En los procesos que nos ocupan, esta propiedad tiene como consecuencia la imposibilidad de mejorar su comportamiento frente a la propagación de grietas durante un tratamiento térmico que genere tensiones por encima de los límites.

El pulido de vidrio óptico [LAGUARTA 1994] es un proceso de tratamiento térmico superficial con láser que actualmente está desarrollándose. La aplicación de un haz láser de CO_2 , con una cierta distribución de intensidad incidente y durante un determinado intervalo de tiempo, pretende *suavizar* una muy delgada capa de material que fluye por efecto de la tensión superficial. Como resultado, la rugosidad superficial media se reduce desde valores del orden de una micra hasta aproximadamente un nanómetro, sin modificar la geometría de la superficie de forma sensible. Para evitar la generación de tensiones térmicas fatales, se eleva previamente la temperatura inicial hasta unos 550°C en toda la probeta de vidrio mediante un horno al efecto, antes de realizar el procesado superficial con el haz láser.

2.3.6. EL LÁSER COMO HERRAMIENTA DE PROCESOS DE TRATAMIENTO TÉRMICO SUPERFICIAL.

A continuación, se enumeran las principales ventajas e inconvenientes de los sistemas láser como herramienta para llevar a cabo procesos de tratamiento térmico superficial de materiales. Se pueden destacar las siguientes ventajas:

- i) La flexibilidad, posibilitando que las piezas a procesar tengan una geometría arbitraria, tanto bidimensional como tridimensional.
- ii) Una gran facilidad de automatización, permitiendo el uso de sistemas robotizados, CAD/CAM,...
- iii) Una alta precisión; es una herramienta con una gran exactitud tanto en el posicionamiento como en el movimiento, aunque esto dependa del robot

o mesa de coordenadas al que vaya acoplado. Se puede conseguir un control preciso tanto de los parámetros de la herramienta, como de la zona y profundidad tratada de la pieza.

- iv) Una alta intensidad o concentración de potencia en el punto preciso, que hace los procesos muy rápidos.
- v) Una utilización totalmente dirigida permitiendo además alcanzar zonas de difícil acceso.
- vi) Un aporte de calor total mínimo y una zona afectada térmicamente reducida, lo que evita acciones colaterales sobre zonas adyacentes a la directamente afectada.
- vii) Una alta calidad en los resultados, sin necesidad de retoques o de procesados posteriores, permitiendo que el tratamiento se puede realizar incluso en piezas acabadas.

Entre los inconvenientes de un equipo láser como herramienta de trabajo hay que citar:

- i) El coste inicial de la inversión en el sistema láser.
- ii) La existencia de otros procedimientos más adecuados si las piezas son muy grandes o imposibles de acercar al sistema láser.
- iii) La dificultad o imposibilidad de procesar con láser algunos materiales por tener una absorción a la longitud de onda de la radiación láser empleada muy pequeña.
- iv) La existencia de normas de seguridad relativamente estrictas.

3. MODELOS DE SIMULACIÓN DE PROCESOS DE TRATAMIENTO TÉRMICO SUPERFICIAL CON LÁSER.

El objetivo de este capítulo es mostrar las principales características, alcance y limitaciones de los modelos empleados, por distintos autores, para la caracterización, análisis y control de los procesos de tratamiento térmico superficial de materiales con láser.

3.1. TIPOS DE MODELOS Y ALCANCE DE LOS MISMOS.

Desde hace siglos se tiene una gran cantidad de información empírica de los procesos de tratamiento térmico de materiales cuando se emplean técnicas convencionales. Debido a su *reciente* aparición y al gran número de parámetros variables de los sistemas láser no se tiene tanta información de los procesos realizados con esta técnica. El principal objetivo de los modelos es simplificar y perfeccionar la aplicación práctica de los tratamientos con láser, con el objetivo de caracterizar, determinar los parámetros y reducir el trabajo experimental necesario para optimizar los procesos [OCAÑA 1994].

El tratamiento térmico superficial con láser se basa en el calentamiento del material por absorción de la radiación láser y, el posterior enfriamiento por conducción del calor hacia el interior del material. Por lo tanto, los modelos utilizados deben permitir el análisis de los procesos, determinando las distribuciones de temperaturas y los ciclos térmicos y de velocidades de calentamiento y enfriamiento producidos en el material. Además deben mostrar la relación entre los distintos parámetros del proceso, como la velocidad relativa haz láser-probeta, el tamaño, la distribución de intensidad y la potencia del haz, y los resultados obtenidos.

Globalmente, los modelos matemáticos de simulación pueden clasificarse en analíticos y numéricos. Rappaz [RAPPAZ 1991] realiza un estudio general sobre las ecuaciones de partida y los distintos métodos, especialmente numéricos, utilizados para su resolución. La elección de un tipo de modelo depende de las necesidades de predicción y de los recursos disponibles [ION 1993].

Los modelos analíticos se emplean en los casos más sencillos y son más rápidos en proporcionar soluciones para las distribuciones de temperaturas, pero deben asumir hipótesis de trabajo simplificadas, como por ejemplo:

- i) dimensiones infinitas o semiinfinitas en alguna dirección de la geometría de la pieza,
- ii) distribuciones transversal de intensidad incidente del haz uniformes
- iii) variabilidad temporal de la intensidad incidente restringida o
- iv) independencia de las propiedades ópticas y termofísicas de los materiales con la temperatura.

En cambio, los modelos numéricos no tienen por qué observar tantas restricciones y pueden tratar cualquier geometría en el material o distribución transversal de intensidad incidente del haz, si bien necesitan un gran esfuerzo computacional.

Cerri [CERRI 1986] realiza una interesante comparativa de los modelos analíticos y numéricos, destacando las ventajas e inconvenientes de cada uno de ellos para la predicción de los procesos de tratamiento superficial con láser.

Por otro lado, resalta la importancia de conocer con la mayor precisión posible tanto las propiedades termofísicas y ópticas de los materiales, como las características del haz (especialmente la distribución de intensidad incidente sobre la superficie).

Por su parte, Tosto hace una revisión de las principales características de algunos modelos empleados para el análisis de tratamientos térmicos con láser, con y sin fusión superficial [TOSTO 1992].

En general los datos de entrada de un modelo son:

- i) la potencia, el ángulo de incidencia, el modo de funcionamiento (continuo o pulsado), las dimensiones y la distribución transversal de intensidad del haz láser,
- ii) la velocidad relativa entre el haz láser y la probeta en el caso de proceso dinámico,
- iii) la duración del tratamiento,
- iv) las dimensiones, geometría y condiciones de contorno de la probeta,
- v) las propiedades termofísicas del material: densidad, capacidad calorífica, conductividad térmica,
- vi) los coeficientes para el cálculo de las pérdidas por convección o radiación de la superficie
- vii) y la absorptividad del material y la absorptancia de su superficie para la radiación electromagnética de una determinada longitud de onda.

La exactitud en su determinación, como ya se ha referenciado anteriormente, influye fuertemente en la precisión de los resultados obtenidos. Esta no es una tarea fácil debido a:

- i) la cuantificación experimental de la potencia y la distribución transversal de intensidad del haz no es sencilla de realizar,
- ii) la determinación del valor de la absorptancia tampoco lo es y, además, puede variar sensiblemente con la temperatura durante el proceso de incidencia del haz en la superficie del material,
- iii) las propiedades termofísicas de los materiales a temperaturas elevadas pueden diferir mucho de las definidas a temperatura ambiente y son difíciles de encontrar en la bibliografía.

3.2. MODELOS ANALÍTICOS.

Los modelos analíticos más sencillos, unidimensionales, son muy útiles para evaluar rangos de los parámetros de los procesos. En general, su principal ventaja reside en que suministran información con muy bajo coste y en muy poco tiempo.

Su principal inconveniente es la simplificación de las hipótesis de trabajo, por ejemplo, simetrías en las condiciones de contorno, configuración de la probeta de material procesado o propiedades de los materiales independientes de la temperatura. Al margen de estos casos, en los demás la ecuación de transferencia de calor debe resolverse numéricamente.

Dentro de los modelos analíticos, el trabajo de Carslaw y Jaeger es de referencia obligada [CARSLAW 1959]. Es un compendio de soluciones a un gran número de problemas de conducción del calor en sólidos. Gran parte de los modelos analíticos desarrollados para las distintas simulaciones se basan en alguno de los muchos casos que han resuelto y han sido adaptados o modificados de forma adecuada a cada proceso.

En los casos particulares resueltos mediante los modelos analíticos enumerados a continuación, se toman como hipótesis de trabajo que el medio es homogéneo e isótropo y sus propiedades termofísicas son independientes de la temperatura. Además, si no se indica lo contrario, toda la intensidad incidente es absorbida en la superficie, con lo que se supone, en primer lugar, que la absorptancia es constante e igual a la unidad y en segundo lugar, que no hay transmisión dentro del material o dicho de otra forma: la absorptividad o coeficiente atenuación de la radiación en la superficie del medio, α , es prácticamente infinito.

3.2.1. PROCESOS ESTÁTICOS.

En estos casos el haz láser permanece estático sobre la zona de incidencia de la superficie del material. Por lo tanto, la velocidad relativa haz láser - probeta es nula.

3.2.1.1. CASOS UNIDIMENSIONALES.

La única dimensión espacial considerada es la perpendicular al plano de la superficie del medio (eje OZ). La incidencia del haz es también perpendicular a dicha superficie.

I. PULSO LÁSER UNIFORME Y CONSTANTE EN EL TIEMPO SOBRE UN MEDIO SEMIINFINITO.

Duley [DULEY 1983] y Gregson [GREGSON 1983] proponen un modelo unidimensional, empleando la solución dada por Carslaw-Jaeger para un medio semiinfinito bajo una fuente de calor uniforme aplicada de forma constante $I(t) = q$, en toda la superficie del medio durante un intervalo de tiempo t_L (Figura 3.2.11). La temperatura $T(z,t)$ durante el calentamiento y el enfriamiento son respectivamente:

$$T(z, t) = \frac{2q}{\kappa} \sqrt{\chi t} \operatorname{ierfc}\left(\frac{z}{2\sqrt{\chi t}}\right) \quad \therefore \quad T(0, t) = \frac{2q}{\kappa} \sqrt{\frac{\chi t}{\pi}} \quad ; \quad 0 < t < t_L \quad (3.2.22)$$

$$T(z, t) = \frac{2q\sqrt{\chi}}{\kappa} \left(\sqrt{t} \operatorname{ierfc}\left(\frac{z}{2\sqrt{\chi t}}\right) - \sqrt{t-t_L} \operatorname{ierfc}\left(\frac{z}{2\sqrt{\chi(t-t_L)}}\right) \right) \quad ; \quad t > t_L \quad (3.2.23)$$

siendo *ierfc* la integral de la función error complementaria* .

La expresión que representa la temperatura en la superficie durante el calentamiento demuestra el efecto de las propiedades termofísicas del material. Estas ecuaciones proporcionan una solución aproximada a procesos de tratamiento superficial realizados con un haz láser de distribución uniforme en el espacio y constante en el tiempo.

En la práctica, estas ecuaciones son *válidas* si la dimensión del haz es superior a la distancia de difusión térmica $\delta_t = \sqrt{4 \chi t_L}$. Dicho de otro modo, en estos casos, el problema puede reducirse a un análisis unidimensional.

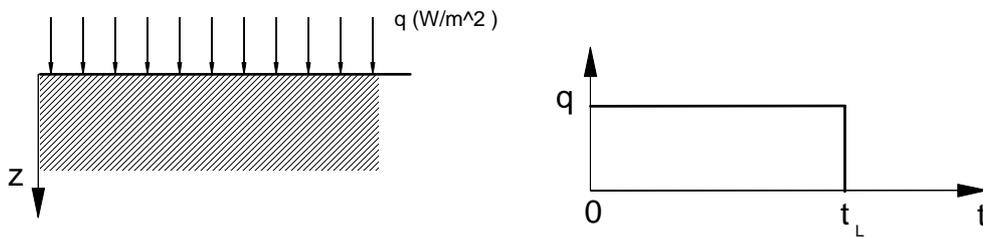


Figura 3.2.11. Esquema gráfico del proceso.

II. MEDIO SEMIINFINITO CON ABSORTIVIDAD.

Si la absorptividad de la radiación del material, α , modifica la intensidad absorbida según la expresión de Beer-Lambert, $I(z) = q \cdot \exp(-\alpha z)$ entonces Duley expresa la temperatura en el medio como:

* las funciones error, error complementaria e integral de la función error complementaria vienen definidas respectivamente por

$$\operatorname{erf}(x) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^x \exp(-\xi^2) d\xi \quad ; \quad \operatorname{erfc}(x) = 1 - \operatorname{erf}(x)$$

$$\operatorname{ierfc}(x) = \frac{1}{\sqrt{\pi}} \exp(-x^2) - x \cdot \operatorname{erf}(x)$$

$$\begin{aligned}
T(z, t) = & \frac{2q}{\kappa} \sqrt{\chi t} \operatorname{ierf} \left(\frac{z}{2\sqrt{\chi t}} \right) - \frac{q}{\alpha \kappa} e^{-\alpha z} \\
& + \frac{q}{2\alpha \kappa} \exp(\alpha^2 \chi t - \alpha z) \operatorname{erfc} \left(\alpha \sqrt{\chi t} - \frac{z}{2\sqrt{\chi t}} \right) \\
& + \frac{q}{2\alpha \kappa} \exp(\alpha^2 \chi t + \alpha z) \operatorname{erfc} \left(\alpha \sqrt{\chi t} + \frac{z}{2\sqrt{\chi t}} \right) \quad ; \quad t > 0
\end{aligned} \tag{3.2.24}$$

Esta expresión es válida para materiales en los que no puede suponerse una absorción de la radiación en la misma superficie de incidencia.

III. PULSO LASER NO UNIFORME SOBRE UN MEDIO SEMIINFINITO.

En el caso de que la intensidad no sea uniforme en el tiempo, $I = I(t)$, Prokhorov [PROKHOROV 1983] considera la siguiente expresión para la evolución del campo de temperaturas en el medio:

$$T(z, t) = \frac{\sqrt{\chi}}{\kappa \sqrt{\pi}} \int_0^t \frac{I(t - \xi) \exp(-z^2 / 4\chi \xi)}{\sqrt{\xi}} d\xi \tag{3.2.25}$$

Para la superficie del medio:

$$T(0, t) = \frac{\sqrt{\chi}}{\kappa \sqrt{\pi}} \int_0^t \frac{I(t - \xi)}{\sqrt{\xi}} d\xi \tag{3.2.26}$$

Ejemplos:

i) Pulso láser linealmente creciente o decreciente.

Si la intensidad sigue un incremento o decremento lineal con el tiempo las expresiones que la definen son respectivamente

$$I_+(t) = \frac{I_0 t}{t_L} \quad ; \quad I_-(t) = I_0 \frac{(1-t)}{t_L} \tag{3.2.27}$$

en las que $0 \leq t \leq t_L$. Las temperaturas en la superficie vienen dadas respectivamente por

$$T_+(0, t) = \frac{4I_0 t^{3/2}}{3t_0 \sqrt{\pi \rho C_p \kappa}} \quad (3.2.28)$$

$$T_-(0, t) = I_0 \sqrt{\frac{t_L}{\pi \rho C_p \kappa}} \left(2 - \frac{4t}{3t_L} \right) \quad (3.2.29)$$

ii) Pulso láser proporcional a $1/\sqrt{t}$.

Si el pulso láser es decreciente proporcionalmente a $1/\sqrt{t}$, la expresión para la temperatura es:

$$T(z, t) = \frac{I(t) \sqrt{\pi \chi t}}{\kappa} \operatorname{erfc} \left(\frac{z}{2\sqrt{\chi t}} \right) \quad (3.2.30)$$

iii) Pulso láser de forma gaussiana.

En algunos casos, el pulso láser puede aproximarse a la función de una distribución gaussiana: $I(t) = I_0 \exp(-(t - t_1)^2 / t_0^2)$. Considerando el cambio de variable $s = u / t_0$

$$T(0, t) = I_0 \sqrt{\frac{t_0}{\pi \rho C_p \kappa}} \int_0^{t/t_0} \exp\left(-\left(s - \frac{t - t_1}{t_0}\right)^2\right) ds^{-1/2} \quad (3.2.31)$$

En cualquier otro caso de evolución temporal de la intensidad incidente, pueden emplearse métodos numéricos para calcular el campo de temperaturas a partir de las ecuaciones (3.2.4) y (3.2.5).

IV. DISTRIBUCIÓN DE INTENSIDAD UNIFORME SOBRE UNA PLACA INFINITA CON UNA SUPERFICIE AISLADA.

Bass [BASS 1983] para una placa infinita de espesor L , con una condición de contorno adiabática para la superficie determinada por el plano $z = 0$ según muestra la Figura 3.2.2, considera la expresión de la temperatura como sigue:

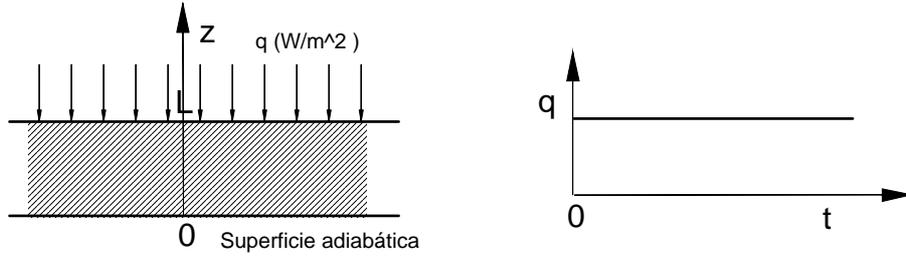


Figura 3.2.12. Esquema gráfico del proceso.

$$T(z, t) = \frac{q t}{\rho C_p L} + \frac{q L}{\kappa} \left(\frac{3z^2 - L^2}{6L^2} - \frac{2}{\pi^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^n}{n^2} \exp\left(-\frac{\chi n^2 \pi^2 t^2}{L^2}\right) \cos \frac{n \pi z}{L} \right) ; \quad t > 0 \quad (3.2.32)$$

V. PLACA INFINITA DE UN MEDIO CON ABSORTIVIDAD.

Si la placa semiinfinita de espesor L tiene una absorptividad α , entonces Prokhorov expresa la temperatura como:

$$T(z, t) = \frac{q}{2\chi\alpha\rho C_p} \sum_{n=-\infty}^{\infty} A_n + \frac{q}{\rho C_p} \sqrt{\frac{t}{\chi}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} B_n - \frac{q e^{-\alpha z}}{\chi\alpha\rho C_p} ; \quad t > 0 \quad (3.2.33)$$

siendo los coeficientes A_n y B_n

$$A_n = \exp(\chi\alpha^2 t \pm \alpha(z - 2nL)) \cdot \left(\operatorname{erfc} \left(\alpha \sqrt{\chi t} \pm \frac{z - 2nL}{\sqrt{4\chi t}} \right) - \operatorname{erfc} \left(\alpha \sqrt{\chi t} \pm \frac{z - 2nL}{\sqrt{4\chi t}} + \frac{L}{\sqrt{4\chi t}} \right) \right) \quad (3.2.34)$$

$$B_n = 2 \operatorname{ierfc} \left(\frac{|z - 2nL|}{\sqrt{4\chi t}} \right) - \exp(-\alpha L) \operatorname{ierfc} \left(\frac{|z - (2n \pm 1)L|}{\sqrt{4\chi t}} \right) \quad (3.2.35)$$

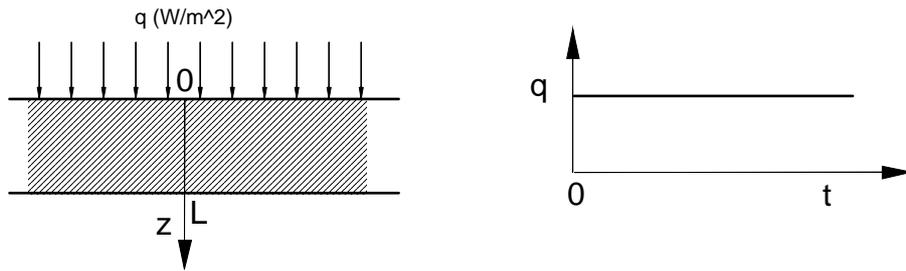


Figura 3.2.13. Esquema gráfico del proceso.

VI. DISTRIBUCIÓN DE INTENSIDAD UNIFORME SOBRE UNA PLACA INFINITA CON UN RECUBRIMIENTO SUPERFICIAL DE ESPESOR NO DESPRECIABLE.

Bass obtiene las expresiones que determinan los valores de las temperaturas en la capa de recubrimiento superficial y en el material base:

$$T_1(z, t) = \frac{q}{\kappa_1} \sqrt{4 \chi_1 t} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \zeta^{|n|} \operatorname{ierfc} \left(\frac{|z - 2nL|}{\sqrt{4 \chi_1 t}} \right) \quad ; \quad t > 0 \quad (3.2.36)$$

en la que T_1 es la temperatura en el recubrimiento superficial y

$$\zeta = \frac{\sqrt{K_1(\chi_2)} - \sqrt{K_2(\chi_1)}}{\sqrt{K_1(\chi_2)} + \sqrt{K_2(\chi_1)}} \quad (3.2.37)$$

si se define $z' = z - d$

$$T_2(z', t) = \frac{2T_L}{\Lambda + 1} \sum_{n=0}^{\infty} \zeta^n I_1(Z^*) \quad (3.2.38)$$

en la que

$$T_L = \frac{2q\sqrt{\chi_2 t}}{\kappa_2 \sqrt{\pi}} \quad \therefore \quad \Lambda = \frac{\kappa_1}{\kappa_2} \sqrt{\frac{\chi_2}{\chi_1}} \quad (3.2.39)$$

$$Z^* = \frac{z' + (2n+1)L}{\sqrt{4 \chi_2 t}} \quad \therefore \quad I_1(x) = \sqrt{\pi} \operatorname{ierfc}(x) \quad (3.2.40)$$

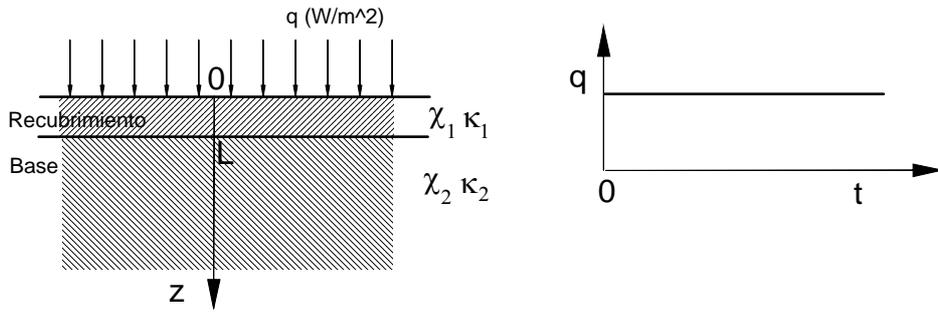


Figura 3.2.4. Esquema gráfico del proceso.

3.2.1.2. CASOS BIDIMENSIONALES.

I. HAZ LÁSER DE DISTRIBUCIÓN DE INTENSIDAD CIRCULAR UNIFORME SOBRE UN MEDIO SEMIINFINITO.

Si la intensidad se distribuye uniformemente en un círculo de radio r_0 , puede utilizarse la solución de Carslaw-Jaeger expuesta a continuación. Para $t > 0$ y empleando un sistema de coordenadas cilíndricas se tiene la siguiente expresión para la temperatura:

$$T(r, z, t) = \frac{q r_0}{2\kappa} \int_0^{\infty} J_0(ur) J_1(ur_0) \cdot \left(e^{-uz} \operatorname{erfc} \left(\frac{z}{2\sqrt{\chi t}} - u\sqrt{\chi t} \right) - e^{uz} \operatorname{erfc} \left(\frac{z}{2\sqrt{\chi t}} + \sqrt{\chi t} \right) \right) \frac{du}{u} \quad (3.2.20)$$

donde J_0 y J_1 son las funciones Bessel de primera clase y de órdenes 0 y 1 respectivamente*. Para puntos situados en el eje perpendicular a la superficie, que pasa por el punto central del área de incidencia circular, la expresión de la temperatura resulta

* la función de Bessel $J_\nu(z)$ de primera especie, con z un número real y ν un número complejo, puede expresarse mediante el desarrollo en serie:

$$J_\nu(z) = \sum_{r=0}^{\infty} \frac{(-1)^r (z/2)^{\nu+2r}}{r! \Gamma(\nu+r+1)}$$

estando la función Gamma, Γ , dada por la expresión $\Gamma(z) = \int_0^{\infty} t^{z-1} e^{-t} dt$

$$T(0, z, t) = \frac{2q}{\kappa} \sqrt{\chi t} \left(\operatorname{ierfc} \left(\frac{z}{2\sqrt{\chi t}} \right) - \operatorname{ierfc} \left(\frac{\sqrt{z^2 + r_0^2}}{2\sqrt{\chi t}} \right) \right) \quad (3.2.21)$$

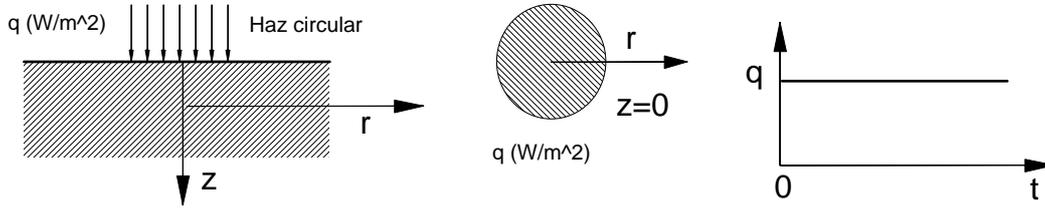


Figura 3.2.5. Esquema gráfico del proceso.

En el punto de la superficie perteneciente a este eje la temperatura es

$$T(0,0,t) = \frac{2q\sqrt{\chi t}}{\kappa} \left(\frac{1}{\sqrt{\pi}} - \operatorname{ierfc} \left(\frac{r_0}{2\sqrt{\chi t}} \right) \right) \quad (3.2.22)$$

El esquema del proceso se muestra en la Figura 3.2.5. En el límite cuando $t \rightarrow \infty$ (pulsos indefinidos) se encuentra que

$$T(0, z, \infty) = \frac{q}{\kappa} \left(\sqrt{z^2 + r_0^2} - z \right) \quad (3.2.23)$$

$$T(0,0,\infty) = \frac{q r_0}{\kappa} \quad (3.2.24)$$

En el caso de que la absorción de la energía se haya realizado de forma instantánea en la superficie del medio, $I(t) = I_0 \delta(t)$, la expresión la temperatura en el medio viene dada por

$$T(r, z, t) = \frac{E}{2 C_p \pi r_0^2 \sqrt{\pi \chi^3 t^3}} \int_0^{r_0} \exp \left(-\frac{r^2 + r'^2 + z^2}{4 \chi t} \right) J_0^m \left(\frac{r r'}{2 \chi t} \right) r' dr' \quad (3.2.25)$$

en la que E es la energía total absorbida y J_0^m es la función de Bessel modificada* de orden cero.

II. HAZ LÁSER DE DISTRIBUCIÓN DE INTENSIDAD CIRCULAR UNIFORME Y VARIABLE EN EL TIEMPO SOBRE UN MEDIO SEMIINFINITO.

Para un pulso láser variable en el tiempo, la temperatura se expresa en coordenadas cilíndricas como

$$T(r, z, t) = \frac{1}{4C_p \pi \chi^{3/2}} \int_0^{r_0} \int_0^t \frac{I(r', t')}{(t-t')^{3/2}} \exp\left(-\frac{r^2 + r'^2 + z^2}{4\chi(t-t')}\right) J_0^m\left(\frac{r r'}{2\chi(t-t')}\right) r' dr' dt \quad (3.2.26)$$

donde $I(r, t)$ define la dependencia espacial y temporal de la intensidad del haz láser.

III. HAZ LÁSER DE DISTRIBUCIÓN DE INTENSIDAD RECTANGULAR UNIFORME SOBRE UN MEDIO SEMIINFINITO.

Bass, adaptando los resultados de Carslaw-Jaeger para una distribución rectangular uniforme de intensidad, obtiene en este caso la temperatura máxima en el equilibrio:

$$T(0,0, \infty) = \frac{q}{2\kappa \pi} \left(a \operatorname{senh}^{-1} \frac{b}{a} + b \operatorname{senh}^{-1} \frac{a}{b} \right) \quad (3.2.27)$$

donde a y b son las dimensiones de la distribución rectangular.

IV. HAZ LÁSER DE DISTRIBUCIÓN DE INTENSIDAD GAUSSIANA SOBRE UN MEDIO SEMIINFINITO.

Ready [READY 1971] da la siguiente expresión para la temperatura de un sólido semiinfinito bajo un haz de distribución gaussiana $I(r) = I_0 \exp(-2r^2 / r_0^2)$, siendo r_0 el

* la función de Bessel modificada de orden ν tiene como desarrollo en serie la expresión

$$J_\nu^m(z) = \sum_{r=0}^{\infty} \frac{(z/2)^{\nu+2r}}{r! \Gamma(\nu+r+1)}$$

radio del haz o distancia al centro de la distribución en el que la intensidad ha disminuido por un factor e^2 .

$$T(r, z, t) = \frac{I_0 r_0^2}{\rho C_p \sqrt{\pi \chi t} (4 \chi t + r_0^2)} \exp\left(-\frac{z^2}{4 \chi t} - \frac{r^2}{4 \chi t + r_0^2}\right) \quad (3.2.28)$$

$$T(0,0, t) = \frac{I_0 r_0}{\kappa \sqrt{\pi}} \operatorname{arctg}\left(\frac{4 \chi t}{r_0^2}\right)^{1/2} \quad (3.2.29)$$

En el límite cuando $t \rightarrow \infty$

$$T(0,0, \infty) = \frac{I_0 r_0 \sqrt{\pi}}{2 \kappa} \quad (3.2.30)$$

Para el caso en el que la absorción de la energía se haya realizado de forma instantánea en la superficie del medio, $I(r, t) = I_0 \exp(-2r^2 / r_0^2) \delta(t)$, la variación temporal de la temperatura en el medio viene dada por

$$T(r, z, \infty) = \frac{I_0 R^2}{2 \kappa} \int_0^\infty \exp\left(-\frac{R^2 u^2}{4}\right) \exp(-z u) J_0(r u) du \quad (3.2.31)$$

V. HAZ LÁSER DE DISTRIBUCIÓN DE INTENSIDAD GAUSSIANA VARIABLE EN EL TIEMPO SOBRE UN MEDIO SEMIINFINITO.

Si el haz de distribución de intensidad gaussiana es variable en el tiempo entonces

$$T(r, z, t) = \frac{r_0^2}{\rho C_p \sqrt{\pi \chi t}} \cdot \int_0^t \frac{I_0(t')}{\sqrt{t-t'} (4 \chi (t-t') + r_0^2)} \exp\left(-\frac{z^2}{4 \chi (t-t')} - \frac{r^2}{4 \chi (t-t') + r_0^2}\right) dt' \quad (3.2.32)$$

donde $I_0(t)$ determina la dependencia temporal de la intensidad del haz.

VI. HAZ LÁSER DE DISTRIBUCIÓN DE INTENSIDAD ANULAR SOBRE UN CILINDRO.

Sandven [SANDVEN 1979] presenta un modelo para predecir el campo de temperaturas en el exterior de un cilindro o en el interior de cilindro hueco, bajo un haz láser de distribución de intensidad anular en movimiento. El modelo se basa en la solución,

dada Carslaw-Jaeger, para una probeta lisa suponiendo que el campo de temperaturas para un cilindro puede aproximarse por una expresión de la forma $T = \theta T$, donde θ depende de la geometría de la pieza y T es la solución analítica para la probeta lisa equivalente. La expresión de la temperatura para la pieza cilíndrica queda de la forma:

$$T = \left(1 \pm 0.43\sqrt{\phi}\right) \frac{2q\chi}{\pi\kappa v} \int_{X-B}^{X+B} e^u K_0\left(\sqrt{Z^2 + u^2}\right) du \quad (3.2.33)$$

el signo + se emplea para el interior del cilindro, el signo - para el exterior del cilindro hueco. K_0 es la función de Bessel de segunda clase* y orden 0, $\phi = \chi t / R^2$ y R es el radio del cilindro.

VII. HAZ LÁSER CON DISTRIBUCIÓN DE INTENSIDAD UNIFORME TIPO BANDA INFINITA.

Para un haz láser con distribución de intensidad uniforme q en una banda $-b < x < b$, $-\infty < y < \infty$, en el plano $z = 0$ sobre el sólido semiinfinito ($z \geq 0$), se tiene que la temperatura en un punto x de la superficie, en el instante t , adaptada de las expresiones de Carslaw-Jaeger es:

$$T = \frac{bq\tau^{1/2}}{\kappa\pi^{1/2}} \left\{ \operatorname{erf} \frac{b+x}{2b\tau^{1/2}} + \operatorname{erf} \frac{b-x}{2b\tau^{1/2}} - \frac{b+x}{2b(\pi t)^{1/2}} \operatorname{Ei}\left(-\frac{(b+x)^2}{4b^2\tau}\right) - \frac{(b-x)}{2b(\pi t)^{1/2}} \operatorname{Ei}\left(-\frac{(b-x)^2}{4b^2\tau}\right) \right\} \quad (3.2.34)$$

donde $\tau = \chi t / b^2$ y Ei es la función integral exponencial*.

* la función de Bessel de segunda especie K_ν de orden ν puede calcularse con la expresión

$$K_\nu(z) = \frac{1}{2} \pi \frac{J_{-\nu}^m(z) - J_\nu^m(z)}{\operatorname{sen}(\nu z)}$$

* la función integral exponencial $\operatorname{Ei}(-x)$ viene dada por

$$\operatorname{Ei}(-x) = -\int_x^\infty \frac{e^{-u}}{u} du$$

3.2.2. PROCESOS DINÁMICOS.

En estos casos, se tiene un movimiento relativo entre el haz láser y la superficie del material. En el caso general de un sólido semiinfinito bajo la incidencia de un haz láser con una cierta distribución de intensidad, moviéndose con velocidad constante v en dirección el eje X , Carslaw-Jaeger da la siguiente expresión para la distribución temporal de temperaturas:

$$T(x, y, z, t) = \int_{-\infty}^t \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{I(x', y')}{4 (\pi \chi (t - t'))^{3/2}} \cdot \exp\left(-\frac{(x + v t' - x')^2 + (y - y')^2 + (z - z')^2}{4 \chi (t - t')}\right) dx' dy' dt' \quad (3.2.35)$$

donde x', y', z' son las coordenadas de la distribución de intensidad en el instante t' y v la velocidad relativa entre el haz láser y la superficie, según se muestra en la Figura 3.2.6.

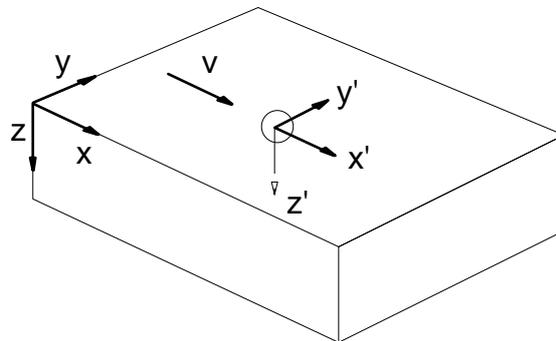


Figura 3.2.6. Esquema del modelo en el proceso dinámico de Carslaw-Jaeger.

3.2.2.1. CASOS BIDIMENSIONALES.

I. HAZ LÁSER CON DISTRIBUCIÓN DE INTENSIDAD UNIFORME TIPO BANDA INFINITA.

Para una fuente de calor con distribución de intensidad uniforme q (W m^{-2}), en una banda infinita definida por $-b < x < b$, $-\infty < y < \infty$ en el plano $z = 0$, moviéndose sobre un medio semiinfinito ($z \geq 0$) a velocidad v en la dirección del eje X , se obtiene una distribución de temperatura definida por la expresión

$$T(x, z) = \frac{q}{\pi \kappa} \int_{-b}^b e^{v(x-x')/2\chi} K_0\left(v[(x-x')^2 + z^2]^{1/2} / 2\chi\right) dx' \quad (3.2.36)$$

si se introducen las variables adimensionales:

$$X = \frac{v x}{2\chi} \quad ; \quad Z = \frac{v z}{2\chi} \quad ; \quad B = \frac{v b}{2\chi} \quad (3.2.37)$$

la expresión se convierte en:

$$T = \frac{2\chi q}{\pi \kappa v} \int_{X-B}^{X+B} e^u K_0(Z^2 + u^2)^{1/2} \cdot du \quad (3.2.38)$$

3.2.2.2. CASOS TRIDIMENSIONALES.

I. HAZ LÁSER CON DISTRIBUCIÓN DE INTENSIDAD RECTANGULAR UNIFORME SOBRE UN MEDIO SEMIINFINITO.

Para una fuente rectangular uniforme definida por $-b < x < b$, $-w < y < w$ en el plano $z = 0$, la expresión del campo de temperaturas es:

$$T = \frac{\chi q}{2\kappa v (2\pi)^{1/2}} \int_0^\infty e^{-z^2/2u} \left(\operatorname{erf} \frac{Y+W}{(2u)^{1/2}} - \operatorname{erf} \frac{Y-W}{(2u)^{1/2}} \right) \cdot \left(\operatorname{erf} \frac{X+B+u}{(2u)^{1/2}} - \operatorname{erf} \frac{X-B+u}{(2u)^{1/2}} \right) \frac{du}{\sqrt{u}} \quad (3.2.39)$$

donde a las variables adimensionales anteriores se suman

$$Y = \frac{v y}{2\chi} \quad ; \quad W = \frac{v w}{2\chi} \quad (3.2.40)$$

II. HAZ LÁSER CON DISTRIBUCIÓN DE INTENSIDAD GAUSSIANA SOBRE UN MEDIO SEMIINFINITO.

Para un haz láser de distribución gaussiana, moviéndose con velocidad relativa v sobre la superficie de un medio semiinfinito en dirección del eje X , Hügel [HÜGEL 1993] da la siguiente expresión para el campo de temperaturas estacionario:

$$T(x, y, z, t) = \frac{P}{\kappa \sqrt{2} r_0 \pi^{3/2}} \int_{\infty}^0 \frac{1}{1 + \tau^2} \exp\left(-\frac{\tau^2}{1 + \tau^2} \left(X - \frac{Pe}{2\tau^2}\right)^2 - \tau^2 Z^2\right) d\tau \quad (3.2.41)$$

con las variables adimensionales:

$$X = \frac{x}{r_0} ; Y = \frac{y}{r_0} ; Z = \frac{z}{r_0} ; Pe = \frac{v r_0}{2\chi} ; \tau = \frac{r_0}{\sqrt{4\chi t}} \quad (3.2.42)$$

III. HAZ LÁSER CON DISTRIBUCIÓN DE INTENSIDAD GAUSSIANA SOBRE UNA PLACA INFINITA.

Muchos procesos se realizan sobre placas de un pequeño espesor L . Si no hay transferencia de calor por convección o por radiación en la superficie no irradiada hacia el medio circundante, se toma en ésta una condición de contorno adiabática, siendo la expresión del campo de temperaturas:

$$T(x, y, z, t) = \frac{P}{\kappa \sqrt{2} r_0 \pi^{3/2}} \cdot \int_{\infty}^0 \frac{1}{1 + \tau^2} \cdot \exp\left(-\frac{\tau^2}{1 + \tau^2} \left(X - \frac{Pe}{2\tau^2}\right)^2 - \tau^2 (Z - 2Y Z_0)^2\right) d\tau \quad (3.2.43)$$

con

$$Z_0 = \frac{L}{r_0} \quad (3.2.44)$$

3.2.3. APLICACIONES PARTICULARES DE LOS MODELOS ANALÍTICOS.

Bass [BASS 1983] realiza un estudio unidimensional y bidimensional del calentamiento de materiales con láser calculando las distribuciones de temperatura en el material y teniendo en cuenta además cambios de fase. Analiza distintos procesos: absorción en una capa superficial muy delgada (casos unidimensional y bidimensional con diferentes distribuciones de intensidad: circular uniforme, rectangular uniforme, gaussiana, pulso gaussiano y gaussiana continua), procesos de calentamiento con fusión, vaporización y detonación y procesos en los que interviene un haz láser en movimiento.

Cline y Anthony [CLINE 1977] estudian el calentamiento y fusión de materiales mediante una fuente gaussiana moviéndose a velocidad constante. Emplean un modelo tridimensional que relaciona la potencia, la velocidad y el radio del haz con la distribución de temperaturas, el ciclo de velocidades de enfriamiento y la profundidad de la zona fundida. Presentan resultados de los cálculos para el acero inoxidable 304 contrastados experimentalmente.

Geissler y Bergmann presentan modelos para calcular los campos de temperaturas cuasi-estacionarios [GEISSLER 1988] y transitorios [GEISSLER 1989] durante los procesos de tratamiento térmico superficial. Para los primeros consideran geometrías de placas delgadas, barras y cuñas y, para los segundos, superficies semiinfinitas, así como el comienzo y final de un barrido en el borde de una pieza. La distribución de intensidad del haz se supone rectangular uniforme. Lepski y Retzenstein [LEPSKI 1994] aprovechan el primer grupo de modelos, para construir una base de datos de resultados para diferentes distribuciones transversales de intensidad y geometrías de probetas que no dependen de las propiedades de los materiales. Empleando esta base de datos junto con otros parámetros del proceso y las propiedades termofísicas y ópticas del material, pueden calcularse bien los campos y ciclos de temperaturas y geometrías de las zonas tratadas, bien los parámetros incógnitas para obtener un cierto espesor en la zona tratada.

Harrach [HARRACH 1977] describe la respuesta térmica de un sólido expuesto a una radiación láser intensa utilizando el método integral de balance de calor. Se obtienen soluciones analíticas para la temperatura y la velocidad de avance de la fase de vapor. Las propiedades termofísicas se suponen constantes e independientes de la temperatura, pero no se permite una intensidad láser variable en el tiempo, ni una absorción de la superficie dependiente de la temperatura.

Yilbas [YILBAS 1988] desarrolla un modelo analítico para el temple, prestando especial atención al análisis de la velocidad de enfriamiento de la superficie de las probetas. La contrastación experimental se lleva a cabo con un láser de Nd:YAG sobre cuatro metales: titanio, níquel, aluminio y acero inoxidable EN58, poseedores de distinta difusividad térmica.

Cantello [CANTELLO 1989] utiliza los modelos analíticos unidimensionales, como ayuda en la selección de los parámetros de trabajo óptimos para procesos de temple de materiales de un cierto espesor. Basándose en ellos, deduce los tiempos de interacción, así como las máximas profundidades de material tratado, en función de las propiedades termofísicas del material.

3.3. MODELOS NUMÉRICOS.

Los modelos numéricos eliminan gran parte de las limitaciones asociadas a los modelos analíticos. En primer lugar, permiten predecir el resultado de procesos en geometrías y para distribuciones de intensidad del haz láser menos simples. Además, pueden incluir propiedades termofísicas de los materiales dependientes de la temperatura, así como condiciones de contorno específicas. El principal inconveniente de los modelos numéricos es que necesitan ser desarrollados por especialistas e implementados en estaciones de trabajo de prestaciones elevadas. Asimismo el tiempo de cálculo puede ser elevado.

Existen dos clases de modelos numéricos, extensamente estudiados en la bibliografía [AMES 1977, LAPIDUS 1982]: los modelos de diferencias finitas y los modelos de elementos finitos. Los métodos de diferencias finitas facilitan técnicas de discretización en las que el dominio de trabajo se representa por un conjunto de puntos o nodos. La información o valores de los campos entre esos puntos se obtienen normalmente utilizando series de Taylor.

La idea básica de los modelos numéricos en elementos finitos es la de sustituir las desconocidas y complejas funciones exactas, que describen los medios continuos, por curvas polinomiales válidas en una parte del continuo. La discretización espacial de la ecuación en derivadas parciales lleva a un sistema de ecuaciones en diferencias resoluble con las técnicas ordinarias del cálculo. Estas técnicas permiten definir con relativa facilidad geometrías y flujos de intensidad complejos, dividiéndolos en elementos finitos y funciones lineales a intervalos. Dentro de este tipo de modelos, la configuración del mallado precisa de un conocimiento aproximado de la distribución de temperatura esperada, con vistas a la elección adecuada del espaciado entre puntos nodales. Dicho espaciado debe ser inversamente proporcional al gradiente de temperaturas.

3.3.1. MODELOS UNIDIMENSIONALES.

Fernández [FERNÁNDEZ 1991] desarrolla un modelo unidimensional para analizar procesos de temple de aceros realizados con un haz láser de distribución de intensidad uniforme, tomando como hipótesis la existencia de una transmisión de calor unidireccional. El modelo pone especial énfasis en los aspectos metalúrgicos, introduciendo como datos de entrada las temperaturas Ac_1 , Ac_2 , de revenido y M_s , así como la velocidad crítica de temple y el tiempo de enfriamiento entre Ar_3 y $500^\circ C$. Además, tiene en cuenta el espesor de la pieza si bien las propiedades térmicas del material son independientes de la temperatura. Como datos de salida del modelo considera la zona de austenización total, la zona templada a martensita, la zona afectada térmicamente, la zona de austenización parcial y la zona afectada térmicamente cuando el acero ha sido revenido.

Laguarta [LAGUARTA 1994] presenta un modelo para analizar procesos sobre medios semiinfinitos permitiendo un flujo de intensidad dependiente del tiempo. Tiene en cuenta la absorptividad α en el material, una absorptancia de la superficie independiente de la temperatura y una conductividad térmica dependiente de la temperatura. Las pérdidas por convección y radiación se desprecian. Como dato de salida se obtienen los ciclos térmicos

de puntos situados a distintas distancias de la superficie de incidencia. El modelo se aplica a la caracterización de procesos de pulido de vidrio óptico con láser de CO₂.

3.3.2. MODELOS BIDIMENSIONALES.

Kechemair [KECHEMAIR 1989] desarrolla un modelo bidimensional de elementos finitos para el análisis de procesos de temple de aceros, en el que las propiedades térmicas y ópticas del material son dependientes de la temperatura. Considerando una distribución de intensidad rectangular uniforme, realiza un plan factorial de simulaciones, que contrasta experimentalmente con procesos de temple superficial de probetas de sección rectangular de acero 35NCD16.

En trabajos previos del doctorando [GARCÍA-BELTRÁN 1991], y continuando el trabajo de Muñoz [MUÑOZ 1991], se desarrolla un modelo bidimensional de elementos finitos que tiene en cuenta propiedades termofísicas y ópticas dependientes de la temperatura y pérdidas de calor en la superficie del material por convección y radiación. Se realizan simulaciones de tratamiento superficial con vistas al análisis de la influencia de las propiedades ópticas y térmicas de los materiales, así como de la influencia de las distribuciones de intensidad no uniformes en el haz [GARCÍA-BELTRÁN 1993].

3.3.3. MODELOS TRIDIMENSIONALES.

Barreiros y otros [BARREIROS 1991] presentan un modelo numérico tridimensional de diferencias finitas, que permite analizar procesos sobre geometrías finitas bajo el efecto de un haz láser en movimiento con velocidad constante. Tiene en cuenta los procesos de convección y radiación durante el tratamiento, así como propiedades termofísicas de los materiales dependientes de la temperatura y la absorción en la superficie del material. Con vistas a la contrastación experimental se emplea un láser de CO₂ de 3.2 kW, para el tratamiento de probetas de acero de baja aleación AFNOR 42CD4 con vistas a la inserción de carburo de wolframio (WC). El valor de la reflectancia se estima en 0.7 por debajo de la temperatura de ebullición y en 0 por encima de dicha temperatura. Tras dicha contrastación, se concluye que la absorción de la superficie influye considerablemente en la forma de la zona afectada térmicamente y que, por lo tanto, se requiere un conocimiento más preciso de la dependencia de la absorción con la temperatura para un cálculo más preciso.

Fritsch y Bergmann [FRITSCH 1983] desarrollan un modelo bidimensional para el estudio de la difusión del carbono durante el temple de aceros, combinado con un modelo tridimensional de elementos finitos para la predicción de la distribución de temperaturas. Su estudio presta especial atención a las transformaciones y procesos de difusión, que suceden durante la transformación austenítica, comparándose los resultados experimentalmente con un acero al carbono (0.45%). En los procesos experimentales se emplea un espejo facetado y un recubrimiento superficial de grafito. El modelo bidimensional (según los dos ejes perpendiculares al del movimiento del haz) para el análisis de la difusión se considera suficiente al alcanzar el proceso un estado estacionario. En el modelo tridimensional se discretiza una probeta de geometría ortoédrica procesada

con un haz de distribución de intensidad rectangular uniforme que se mueve a velocidad constante.

Gnanamuthu y Shankar [GNANAMUTHU 1986] desarrollan y utilizan un modelo numérico de diferencias finitas tridimensional que calcula la zona templada y afectada térmicamente. La validación del modelo se realiza con el proceso de temple de una placa de acero AISI 4140, en la que se suponen propiedades térmicas y ópticas que dependen débilmente de la temperatura: absorptancia de la superficie $A(T) \in [0.75 - 0.99]$, y una distribución transversal de intensidad elíptica y uniforme en el haz láser.

Sprang [SPRANG 1992] utiliza un modelo de diferencias finitas para el análisis del temple de bordes de piezas de acero, con el objeto de evitar su sobrecalentamiento durante el proceso, debido a la escasa capacidad de estas zonas para la disipación del calor. Los resultados demuestran la influencia de la geometría de la pieza en los procesos y la necesidad de utilización de los modelos numéricos para estos casos.

Mazumder y Steen [MAZUMDER 1980] desarrollan un modelo numérico 3D que permite unas propiedades termofísicas de los materiales dependientes de la temperatura, cualquier distribución transversal de intensidad de haz, pérdidas por convección y radiación y calor latente de cambio de fase. Se supone un estado cuasi-estacionario, una reflectancia nula cuando la temperatura de la superficie excede del punto de ebullición y un comportamiento de la intensidad incidente que sigue la ley de Beer-Lambert.

Rappaz y Hoadley [RAPPAZ 1991] desarrollan un modelo numérico por diferencias finitas para el cálculo de las isotermas y de la zona fundida durante los procesos de fusión de materiales con láser. Realiza un análisis comparativo para el tratamiento de una aleación de Al(33%)-Cu utilizando una absorptancia dependiente de la temperatura determinado experimentalmente por métodos calorimétricos.

Ruiz y otros [RUIZ 1990] desarrollan un modelo que toma una distribución de intensidad rectangular o cuadrada uniforme y propiedades termofísicas y ópticas del material constantes. En la contrastación con resultados experimentales realizados con probetas de acero C45K normalizado recubiertas con pintura negra mate, estimándose valores para las absorptancias constantes y decrecientes con la intensidad del haz en cada proceso determinado.

Galantucci y Tricarico [GALANTUCCI 1994] proponen dos modelos de elementos finitos para procesos estacionarios y transitorios, respectivamente, basados en el código comercial ANSYS [ANSYS 1993] y teniendo en cuenta datos experimentales obtenidos en el tratamiento térmico de una guía prismática de perfil en L.

Como ejemplo de programa comercial para ordenador de uso general que podría ser utilizado en este campo se cita el código ANSYS para el análisis y diseño por elementos finitos. ANSYS es un código de propósito general, lo que quiere decir que puede usarse para casi cualquier tipo de análisis por elementos finitos y disciplinas de ingeniería (estructural, mecánico, eléctrico, electromagnético, electrónico, térmico,...) El programa puede emplearse para averiguar como evoluciona un diseño bajo ciertas condiciones de trabajo y también para calcular el diseño adecuado para condiciones de trabajo dadas.

Los análisis térmicos con ANSYS se emplean para calcular distribuciones de temperatura y magnitudes térmicas relacionadas: pérdidas de calor y gradientes y flujos térmicos. Incluso ANSYS permite un análisis de tensiones posterior para calcular las tensiones térmicas generadas. Utiliza la ecuación de balance de energía como base para el análisis térmico, siendo el campo de temperaturas el principal dato de salida. Pueden modelizarse cualquiera de los tres tipos de transmisión del calor: conducción, convección y radiación. Se incluyen cambios de fase (fusión y solidificación) y se admiten tanto un análisis térmico estacionario como transitorio.

Tabla III.3.1. Resumen de las características de los modelos numéricos analizados.

Autor	Tipo	Geo _{mat}	t	I(x,y)	Pt	A	Pe	Características sobresalientes
Fernández	EF	1D	TT-XV	U	IT	IT	-	Incluye análisis metalúrgico
Laguarta	EF	1D	TT-EV	U	DT	IT	-	Incluye absortividad
Kechemair	EF	R-2D	XT-DV	RU	DT	DT	CR	
García-Beltrán	EF	R-2D	XT-XV	XU	DT	DT	CR	
Barreiros	DF	P-3D	TT-DV	A	DT	DT	CR	Incluye absortividad
Fritsch	EF	P-3D	TT-DV	RU	IT	IT	-	Procesos de difusión del C
Shankar	DF	X-3D	XT-XV	X	DT	DT	C	[SHANKAR 1985]
Sprang	DF	P-3D	TT-XV	RU	IT	IT	C	
Mazunder	EF	P-3D	ET-DV	X	DT	DT	CR	
Rappaz	DF	P-3D	ET-DV	X	DT	DT	C	Tratamiento de la fusión
Ruiz	EF	P-3D	TT-DV	RU	IT	IT	-	
Galantucci	EF	X-3D	XT-DV	G	DT	IT	CR	Basado en ANSYS
ANSYS	EF	X-3D	XT-XV	X	DT	IT	CR	Programa comercial

LEYENDA de la Tabla 2.4.1.	
Tipo:	EF: Elementos finitos. DF: Diferencias finitas.
Geo _{mat} (geometría del material):	R: Rectangular. P: Ortoédrico. X: Cualquier geometría.
t (proceso):	ET: Proceso estacionario. TT: Transitorio. XT: Estacionario o transitorio. EV: Proceso estático (velocidad nula) DV: Dinámico (velocidad no nula) XV: Estático o dinámico.
I(x,y) (distrib. transversal de intensidad del haz):	U: Uniforme. RU: Rectangular uniforme. G: Gaussiana. A: Anular. X: Cualquier distribución.
Pt (propiedades termofísicas de los materiales):	IT: Independientes de la temperatura. DT: Dependientes de T.
A (absortancia de la superficie):	IT: Independiente de T. DT: Dependiente de T.
Pe (pérdidas):	C: Convección. R: Radiación

4. DESARROLLO DE UN MODELO PARA LA PREDICCIÓN Y CARACTERIZACIÓN DE LAS CONDICIONES DE TRATAMIENTO TÉRMICO SUPERFICIAL DE MATERIALES CON LÁSER.

4.1. INTRODUCCIÓN.

El objetivo de este capítulo es la descripción y análisis del modelo desarrollado para la predicción y caracterización de los procesos de tratamiento térmico superficial. Este modelo se basa en la determinación de la distribución temporal de temperaturas de las piezas durante el tratamiento térmico. Se incluye una revisión de los códigos de cálculo numérico tomados como base del modelo de cálculo desarrollado, las modificaciones realizadas a dichos códigos, el desarrollo de código adicional y la adaptación del modelo y el diseño de un entorno compatible con procesos de captación de datos. La base del modelo son dos códigos de cálculo numérico bidimensional y tridimensional llamados *TOPAZ* [SHAPIRO 1986] y *TOPAZ3D* [SHAPIRO 1985] respectivamente.

4.2. LOS CÓDIGOS DE CÁLCULO *TOPAZ* Y *TOPAZ3D*.

El código *TOPAZ* es un código de cálculo numérico por elementos finitos implícito en dos dimensiones que permite el análisis de problemas estacionarios y transitorios de transmisión del calor, así como de problemas electrostáticos y magnetostáticos. Fue desarrollado por Shapiro en el *Lawrence Livermore National Laboratory* de California para ordenadores VAX y CRAY. *TOPAZ3D* es un código de cálculo numérico implícito por elementos finitos tridimensional para el análisis de problemas estacionarios o transitorios de transmisión del calor en ordenadores VAX y CRAY. El código *TOPAZ3D* es una extensión del código *TOPAZ* y permite determinar los campos estacionarios o transitorios de temperaturas en geometrías tridimensionales.

4.2.1. CARACTERÍSTICAS PRINCIPALES.

Las características principales del código *TOPAZ* son las siguientes:

- i) Modelización de geometrías bidimensionales en coordenadas cartesianas o en coordenadas polares.
- ii) Los materiales pueden ser isótropos u ortótropos y sus propiedades termofísicas (densidad másica, capacidad calorífica y conductividad térmica) pueden ser dependientes de la temperatura.
- iii) Posibilidad de especificar una gran variedad de condiciones de contorno dependientes de la temperatura o del tiempo: temperaturas, flujos de calor, flujos por convección o radiación.
- iv) Facilidad para representar cualquier condición de contorno o generación de calor por fuentes internas o externas, mediante funciones lineales a intervalos.

- v) Posibilidad de definición de resistencias térmicas de contacto entre diferentes materiales.
- vi) Admite procesos de radiación difusa y especular en recintos cerrados.
- vii) Posibilidad de generar las filas de nodos y elementos de una malla, si bien el código no puede generar de una forma directa la malla.
- viii) Modelización de la cinética de reacciones químicas.
- ix) Proporciona los valores de las temperaturas de los nodos así como de las velocidades de enfriamiento/calentamiento del material y los balances de energía calculados durante el proceso.

Las características del código tridimensional TOPAZ3D son similares a las mencionadas para el código TOPAZ, pero con una dimensión espacial adicional.

4.2.2. BASE TEÓRICA.

El código TOPAZ se basa en la ecuación diferencial de la conducción del calor en un sólido bidimensional, derivada de la expresión vectorial 2.2.1 mostrada en la sección 2.2, que viene dada por:

$$\rho C_p \frac{\partial T(x, y, t)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\kappa_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\kappa_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + q(x, y, t) \quad (4.2.41)$$

con la condición de contorno

$$\kappa_x \frac{\partial T}{\partial t} n_x + \kappa_y \frac{\partial T}{\partial t} n_y + \beta T = \gamma \quad (4.2.42)$$

y con la condición inicial de

$$T = T(x, y) \quad \text{para} \quad t = t_0 \quad (4.2.43)$$

Estas ecuaciones definen el problema de condiciones de contorno para resolver el campo de temperaturas en el sólido, en las que $T(x, y, t)$ es la distribución temporal de temperaturas en los puntos de la malla bidimensional del modelo; ρ , C_p y κ son la densidad, la capacidad calorífica y la conductividad térmica del material respectivamente; $q(x, y, t)$ es el sumidero o fuente de calor en el material.

Una aproximación a este problema de condiciones de contorno se obtiene obligando a cada término de la ecuación que se satisfaga en valores promedio

$$\begin{aligned} \iint_{\Omega} w \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \cdot dx dy &= \\ &= \iint_{\Omega} w \left(\frac{\partial}{\partial x} \left(\kappa_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\kappa_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) \right) dx dy + \iint_{\Omega} w q dx dy \end{aligned} \quad (4.2.44)$$

Siendo w una función *promedio* o *de peso* que depende de x e y . Integrando por partes el primer sumando del término de la derecha se obtiene la expresión:

$$\begin{aligned} \iint_{\Omega} w \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} dx dy &= \int_{\Gamma} w \left(\kappa_x \frac{\partial T}{\partial x} n_x + \kappa_y \frac{\partial T}{\partial y} n_y \right) d\Gamma \\ &- \iint_{\Omega} \left(\frac{\partial w}{\partial x} \left(\kappa_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial w}{\partial y} \left(\kappa_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) \right) dx dy + \iint_{\Omega} w q dx dy \end{aligned} \quad (4.2.45)$$

El término de la izquierda determina la dependencia temporal. El primer sumando del término de la derecha define la condición de contorno, el segundo sumando representa la conducción de calor mientras que el tercero define la generación interna de calor. Ahora puede sustituirse el término de la condición de contorno por sus distintas expresiones, según la expresión anterior.

Por convención, el flujo de calor es positivo en la dirección del vector normal a la superficie. Una condición de contorno de flujo puede especificarse con los valores $\beta = 0$; $\gamma = q$. La condición de contorno para la convección se representa especificando que $\beta = h_c$; $\gamma = h_c T_{\infty}$.

Con estas expresiones la ecuación (4.2.5) se convierte en

$$\begin{aligned} \iint_{\Omega} w \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} dx dy &= - \int_{\Gamma_f} w q_f d\Gamma_f + \int_{\Gamma_c} w h_c T_{\infty} d\Gamma_c - \int_{\Gamma_c} w h_c T d\Gamma_c \\ &- \iint_{\Omega} \left(\frac{\partial w}{\partial x} \left(\kappa_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial w}{\partial y} \left(\kappa_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) \right) dx dy + \iint_{\Omega} w q dx dy \end{aligned} \quad (4.2.46)$$

Estos términos representan respectivamente la dependencia temporal, la condición de contorno para el flujo, la condición de contorno de convección (dos términos) y la generación de calor interno. La solución aproximada de esta ecuación puede buscarse mediante diversos métodos. El método elegido para llevar a cabo esta tarea es el de Galerkin mostrado en el Apéndice A.

Utilizando las relaciones (A.1) y (A.4) se llega a la expresión:

$$\begin{aligned}
& \left(\iint_{\Omega} N_i \rho C_p N \, dx \, dy \right) \frac{\partial \Theta}{\partial t} \\
& = - \int_{\Gamma_f} N_i q_f \, d\Gamma_f + \int_{\Gamma_c} N_i h_c T_{\infty} \, d\Gamma_c - \left(\int_{\Gamma_c} N_i h_c N \, d\Gamma_c \right) \{\Theta\} \\
& \quad - \left(\iint_{\Omega} \nabla^T N_i K \nabla N \, dx \, dy \right) \{\Theta\} + \iint_{\Omega} N_i q \, dx \, dy \quad (4.2.7)
\end{aligned}$$

o a un conjunto de ecuaciones de la forma:

$$[C] \left\{ \dot{\Theta} \right\} + [H] \{\Theta\} = \{F\} \quad (4.2.8)$$

con

$$[C_{ij}] = \iint_{\Omega} N_i \rho C_p N_j \, dx \, dy \quad (4.2.9)$$

$$[H_{ij}] = \iint_{\Omega} \nabla^T N_i K N_j \, dx \, dy + \int_{\Gamma_c} N_i h_c N_j \, d\Gamma_c \quad (4.2.10)$$

$$\{F_i\} = \iint_{\Omega} N_i q \, dx \, dy - \int_{\Gamma_f} N_i q_f \, d\Gamma_f + \int_{\Gamma_c} N_i h_c T_{\infty} \, d\Gamma_c \quad (4.2.11)$$

El método de los elementos finitos facilita una técnica para la discretización espacial de la geometría y la construcción de funciones N_i para la solución numérica de la ecuación 4.2.7. El dominio se divide en un número finito de elementos cuadriláteros (cuatro nodos) interconectados por dichos puntos nodales. Esto define la discretización espacial, requiriéndose que

$$[C] = \sum_e [C_{ij}^e] = \sum_e \iint_{\Omega^e} N_i \rho C_p N_j \, dx \, dy \quad (4.2.12)$$

$$[H] = \sum_e [H_{ij}^e] = \sum_e \iint_{\Omega^e} \nabla^T N_i K N_j \, dx \, dy + \int_{\Gamma_c^e} N_i h_c N_j \, d\Gamma_c \quad (4.2.13)$$

$$\{F\} = \sum_e \{F_i^e\} = \sum_e \iint_{\Omega^e} N_i q_g \, dx \, dy - \int_{\Gamma_f^e} N_i q_f \, d\Gamma_f + \int_{\Gamma_c^e} N_i h_c T_{\infty} \, d\Gamma_c \quad (4.2.14)$$

con $i = 1, 2, 3, 4$; $j = 1, 2, 3, 4$; $e = 1, 2, 3, \dots n$

Una vez construida la malla de elementos finitos para el problema, se procede a construir el correspondiente conjunto de funciones de forma. Construyendo las funciones de forma, se busca un cambio de coordenada que fije el cuadrilátero en un cuadrado biunívoco. Esto estandariza la integración posterior. Se utilizan definiciones del tipo:

$$x(\xi, \eta) = \sum_{i=1}^{i=4} N_i(\xi, \eta) x_i^e \quad (4.2.15)$$

$$y(\xi, \eta) = \sum_{i=1}^{i=4} N_i(\xi, \eta) y_i^e \quad (4.2.16)$$

donde la función de forma se define por

$$N_i(\xi, \eta) = \frac{1}{4} (1 + \xi_i \xi) (1 + \eta_i \eta) \quad (4.2.17)$$

que relaciona los puntos del cuadrado del sistema de coordenadas (ξ, η) a coordenadas del sistema (x, y) . Se requiere que la temperatura también pueda ser interpolada por esas mismas funciones de forma:

$$T(\xi, \eta) = \sum_{i=1}^{i=n} N_i(\xi, \eta) T_i^e \quad (4.2.18)$$

Las ecuaciones se escriben ahora como funciones de las nuevas variables ξ y η . En general

$$\iint_{\Omega} f(x, y) \, dx \, dy = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 f[x(\xi, \eta), y(\xi, \eta)] \, J \, d\xi \, d\eta \quad (4.2.19)$$

donde J es el jacobiano

$$J = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial x}{\partial \eta} \\ \frac{\partial y}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \eta} \end{bmatrix} \quad (4.2.20)$$

Las ecuaciones se integran numéricamente utilizando una cuadratura gaussiana de segundo orden en cada dirección. En general

$$\int_{-1}^1 \int_{-1}^1 g(\xi, \eta) d\xi d\eta = \sum_{k=1}^{k=n} g(\xi_k, \eta_k) W_k \quad (4.2.21)$$

donde las variables implicadas toman los valores dados en la Tabla IV.2.1.

Tabla IV.2.8.

k	ξ_k	η_k	W_k
1	$-(1/3)^{1/2}$	$-(1/3)^{1/2}$	1
2	$(1/3)^{1/2}$	$-(1/3)^{1/2}$	1
3	$(1/3)^{1/2}$	$(1/3)^{1/2}$	1
4	$-(1/3)^{1/2}$	$-(1/3)^{1/2}$	1

Integrando las ecuaciones para cada elemento, las ecuaciones de los elementos se ensamblan para formar la ecuación matricial (4.2.12). La resolución de esta ecuación proporciona el campo de temperaturas.

La integración temporal de la ecuación matricial se realiza utilizando el método trapezoidal generalizado. Este método es incondicionalmente estable para problemas no lineales y consiste en encontrar las funciones Θ_n con $n \in \{0, 1, \dots, n\}$ tal que

$$C_{n+t} \dot{\Theta}_{n+t} + H_{n+t} \Theta_{n+t} = F_{n+t} \quad (4.2.22)$$

$$\Theta_{n+t} = \Theta_n + \Delta t \dot{\Theta}_{n+t} \quad (4.2.23)$$

$$\Theta_0 = \Theta \quad (4.2.24)$$

donde

$$C_{n+t} = C(\Theta_{n+t}, t_{n+t}) \quad (4.2.25)$$

$$H_{n+t} = H(\Theta_{n+t}, t_{n+t}) \quad (4.2.26)$$

$$\Theta_{n+t} = (1-t)\Theta_n + t\Theta_{n+1} \quad (4.2.27)$$

$$F_{n+t} = (1-t)F_n + tF_{n+1} \quad (4.2.28)$$

$$\dot{\Theta}_{n+\iota} = (1-\iota)\dot{\Theta}_n + \iota\dot{\Theta}_{n+1} \quad (4.2.29)$$

$$t_{n+\iota} = (n+\iota)\Delta t \quad (4.2.30)$$

Las ecuaciones (4.2.23) y (4.2.27) pueden reescribirse

$$\dot{\Theta}_{n+\iota} = \frac{1}{\Delta t} (\Theta_{n+1} - \Theta_n) \quad (4.2.31)$$

$$\Theta_{n+\iota} = \Theta_n + \iota (\Theta_{n+1} - \Theta_n) \quad (4.2.32)$$

Sustituyéndolas en la anterior

$$\left[\frac{C_{n+\iota}}{\Delta t} + \iota H_{n+\iota} \right] (\Theta_{n+1} - \Theta_n) = F_{n+\iota} - H_{n+\iota} \Theta_n \quad (4.2.33)$$

En principio, la solución es directa en el tiempo resolviendo la ecuación anterior para el vector incremento de temperatura $\{\Theta_{n+1} - \Theta_n\}$ y, luego se actualiza la temperatura. En problemas no lineales C, H y F pueden ser funciones de Θ y esta iteración debe usarse para resolver la ecuación anterior.

El parámetro de integración temporal ι , se considera dentro del intervalo $[0,1]$. Algunos valores de ι definen esquemas de integración con los nombres específicos dados en la Tabla IV.2.2.

Tabla IV.2.9

ι	Esquema
0	Diferencia directa
0.5	Crank-Nicholson
2/3	Galerkin
1	Diferencia inversa

En el caso de que ι sea 0, se dice que el esquema es explícito. Para $\iota < 0.5$, el algoritmo es condicionalmente estable, es decir, consideraciones de estabilidad limitan el tamaño de paso de tiempo máximo empleado. Para $\iota \geq 0.5$, el algoritmo es incondicionalmente estable, y no hay restricciones para el tamaño de paso de tiempo. Por dichas razones de estabilidad, el esquema habitualmente empleado en las simulaciones es el de Crank-Nicholson.

Para el análisis de estados estacionarios la ecuación se reduce a

$$[H] \{\Theta\} = \{F\} \quad (4.2.34)$$

y la solución se reduce a un único paso de tiempo. Para problemas no lineales, se emplea la iteración para resolver la ecuación anterior.

En el caso del código TOPAZ3D la ecuación diferencial de la conducción del calor en un sólido tridimensional viene dada por la expresión vectorial 2.2.1, que en coordenadas cartesianas toma la forma

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial \left(\kappa_x \frac{\partial T}{\partial x} \right)}{\partial x} + \frac{\partial \left(\kappa_y \frac{\partial T}{\partial y} \right)}{\partial y} + \frac{\partial \left(\kappa_z \frac{\partial T}{\partial z} \right)}{\partial z} + q \quad \text{en } \Omega \quad (4.2.35)$$

sujeto a la condición de contorno

$$\kappa_x \frac{\partial T}{\partial x} n_x + \kappa_y \frac{\partial T}{\partial y} n_y + \kappa_z \frac{\partial T}{\partial z} n_z + \beta T = \gamma \quad \text{sobre } \Gamma \quad (4.2.36)$$

y con la condición inicial

$$T = T(x, y, z) \quad \text{en } t = t_0 \quad (4.2.37)$$

Las ecuaciones 4.2.35, 4.2.36 y 4.2.37 definen el problema de valores de contorno para determinar el campo de temperaturas en el sólido. La solución de este problema se lleva a cabo de manera similar al caso bidimensional, pero a diferencia del caso anterior, TOPAZ3D utiliza elementos hexaédricos de 8 nodos para la discretización espacial de la geometría.

4.2.3. DATOS DE ENTRADA Y DE SALIDA DE LOS CÓDIGOS.

Los datos de entrada de los códigos descritos anteriormente son los siguientes:

- i) Propiedades de los materiales: masa específica, capacidad calorífica a presión constante, conductividad térmica y dirección privilegiada, en caso de material ortótropo.

- ii) Características de la probeta: dimensiones y geometría de la probeta y discretización espacial de la malla.
- iii) Parámetros de la simulación: especificación de la discretización temporal, es decir, instante inicial y final y tamaño del intervalo de tiempo fijo o variable. En caso de intervalo de tiempo variable, se definen los tamaños del intervalo de tiempo inicial, mínimo y máximo y la máxima diferencia de temperatura permitida en un intervalo de tiempo. Estos tres últimos valores permitirán el cálculo y modificación del tamaño del intervalo de tiempo de discretización en cada instante temporal discretizado, durante la ejecución.
- iv) Condiciones del proceso: flujos de intensidad debidos a la incidencia del haz láser y a la transmisión de calor por convección y radiación y campo de temperaturas inicial de la probeta. Estas son las condiciones de contorno e iniciales del problema respectivamente.

La introducción de los datos de entrada en los códigos se realiza mediante un archivo de entrada de datos. Este archivo de entrada de datos tiene un formato ASCII muy estructurado con la siguiente secuencia de valores: parámetros generales de la simulación numérica y del proceso, propiedades termofísicas de los materiales, especificación de los nodos de la malla y de su temperatura, definición de los elementos de volumen, definición de los elementos de superficie con condiciones de contorno, especificación de las condiciones de contorno para convección y radiación y finalmente, las funciones de definición de las condiciones de contorno.

Para cada instante discretizado del proceso, los códigos facilitan los siguientes datos de salida:

- i) el tamaño de paso de tiempo, calculado en función de la discretización temporal especificada, y el instante de tiempo correspondiente,
- ii) la temperatura de todos los puntos nodales de la malla,
- iii) la velocidad de calentamiento-enfriamiento de los nodos,
- iv) los flujos de calor en cada nodo, según cada dirección espacial,
- v) los flujos de calor por convección, radiación e intensidad del haz en los elementos de superficie de la malla con condiciones de contorno,
- vi) las temperaturas máxima y mínima alcanzadas en la malla,

Estos resultados se almacenan en un archivo de salida de datos con formato ASCII.

4.2.3.1. ESPECIFICACIÓN DE LAS CONDICIONES DEL PROBLEMA EN EL ARCHIVO DE ENTRADA DE DATOS DE LOS CÓDIGOS.

El archivo de entrada de datos contiene los datos relativos a los parámetros generales del problema, los materiales y sus propiedades termofísicas, las características de la malla discretizada de elementos finitos y las condiciones de contorno dadas por los parámetros del problema a resolver.

i) Parámetros generales del problema.

En primer lugar, se especifican los parámetros generales del problema. Los parámetros más importantes son los siguientes, por orden de definición en el archivo de entrada de datos:

- a) Número de materiales.
- b) Número de nodos de la malla.
- c) Número de elementos de volumen.
 - d) Número total de curvas de función que definen las cargas térmicas o intensidades incidentes en un segmento o elemento de superficie.
 - e) Máximo número de puntos de definición de una curva.
 - f) Número de segmentos o elementos de superficie con condiciones de contorno debidas a una carga térmica o a la incidencia del haz
- g) Número de segmentos o elementos de superficie con condiciones de contorno debidas a la convección.
- h) Número de segmentos o elementos de superficie con condiciones de contorno debidas a la radiación.
- i) Tipo de análisis: estacionario o transitorio.
 - j) En caso de analisis transitorio, señal indicativa del tipo de tamaño del intervalo de tiempo: fijo o variable.
 - k) Parámetro de integración temporal (τ).
 - l) En caso de tamaño de tiempo fijo, tiempo inicial, final y el tamaño del intervalo de tiempo.
 - m) En caso de tamaño de tiempo variable, tiempo inicial, tiempo final, tamaños del intervalo de tiempo inicial, mínimo y máximo y la máxima diferencia de temperatura en un nodo en cada paso de tiempo.

ii) Características de los materiales.

El código permite la definición de varios materiales en una misma ejecución. Cada material viene definido por un entero positivo o índice, un nombre o identificador y sus propiedades termofísicas: densidad másica, capacidad calorífica y conductividad térmica. Además el material puede ser isótropo u ortótropo, en cuyo caso hay que especificar el ángulo característico y la variación de las propiedades termofísicas en los ejes correspondientes. La capacidad calorífica y la conductividad térmica pueden a su vez ser dependientes de la temperatura, para lo cual es necesario definir las correspondientes funciones lineales a intervalos para una sucesión finita de temperaturas.

iii) Características de la malla.

a) Nodos de la malla.

En primer lugar, es necesario especificar las coordenadas espaciales de todos los nodos *característicos*. Un nodo característico es aquel que permite definir un extremo de un grupo de segmentos consecutivos de igual dimensión de la malla de nodos. Cada grupo de segmentos consecutivos tendrá dos nodos característicos que determinan los límites del grupo. En general, para cualquier problema a resolver, y en particular, para la simulación de procesos de tratamiento superficial de materiales con láser, se deben situar los nodos de una determinada zona tanto más próximos cuanto mayores sean los gradientes de temperatura en dicha zona. Por lo tanto en las simulaciones de procesos láser, los nodos de elementos deben estar más apiñados cerca de la superficie de incidencia del haz. Esto permite una mayor precisión en los resultados. Para cada nodo, es necesario especificar la temperatura inicial en el proceso.

b) Elementos de volumen.

Se construyen a partir de los nodos definidos anteriormente. En el código bidimensional para construir un elemento se necesitan cuatro nodos mientras que en el código tridimensional los nodos de definición son ocho. Si un grupo de elementos de volumen puede incluirse en una fila de elementos puestos uno a continuación del otro, su definición se simplifica a la especificación del primer elemento de volumen y del número de elementos que le siguen consecutivamente en la fila. Para cada elemento de volumen es necesario especificar además el tipo de material correspondiente.

iv) Parámetros característicos del problema.

a) Elementos de superficie con condiciones de contorno.

Es necesario especificar los elementos de superficie con condiciones de contorno junto con el índice asociado a la función que define dicha condición de contorno. Las condiciones de contorno, a pesar de su nombre, no están limitadas a elementos en la superficie real de la geometría modelizada. Esta característica será fundamental para la consideración de la absortividad del materia en la simulación de procesos láser. Para definir un elemento de superficie en el código bidimensional se necesitan dos puntos nodales, mientras que en el tridimensional son cuatro los nodos de definición. El número de elementos de superficie a definir dependerá de las hipótesis de trabajo del problema objeto de estudio (por ejemplo, existencia de pérdidas por convección o radiación), así como de sus parámetros (en el caso de simulación de procesos láser: proceso estático o dinámico, velocidad y tamaño del haz, etc).

- b) Funciones de definición de las condiciones de contorno para la convección y para la radiación.

Igualmente se deben especificar los elementos de superficie con estas condiciones específicas de contorno, definiendo los puntos nodales que componen el elemento, el coeficiente de transmisión de calor correspondiente y la temperatura ambiente.

- c) Funciones de definición de las condiciones de contorno del problema para la especificación implícita de los parámetros en la simulación de procesos láser: velocidad, potencia, tamaño, distribución de intensidad transversal y modo de operación del haz láser.

En general, las condiciones de contorno de un problemas, y en particular las debidas a la incidencia del haz láser en las simulaciones de los procesos correspondientes, se definen mediante funciones lineales a intervalos. Para cada función es necesario definir un entero positivo que actúa como ordinal de la función, un identificador, el número total de puntos de definición y las coordenadas (tiempo, intensidad incidente) de cada uno de los puntos, en orden estrictamente creciente de la coordenada temporal.

4.3. ADAPTACIÓN, MODIFICACIÓN E INTRODUCCIÓN DE MEJORAS EN LOS CÓDIGOS DE CÁLCULO DE PARTIDA.

4.3.1. MODIFICACIÓN E INCORPORACIÓN DE CÓDIGO Y RUTINAS DE CÁLCULO ORIGINALES.

Las modificaciones y mejoras más sobresalientes realizadas a los códigos especificados anteriormente son las siguientes:

- i) La inclusión del valor de la absorción de la superficie de la probeta. Este valor puede ser dependiente de la temperatura y modificar el valor final de la intensidad absorbida por el material durante el proceso. En el Apéndice B se detallan las modificaciones realizadas en los códigos originales para la consideración de la absorción de la superficie.
- ii) La ampliación del número de elementos de volumen y de puntos nodales permitidos en la malla que discretiza la geometría, valores que vienen limitados por la capacidad de la estación de trabajo utilizada.
- iii) La ampliación de la capacidad de definición de funciones diferentes para la especificación de las condiciones de contorno. Esta capacidad también está limitada a los recursos del ordenador empleado.
- iv) La generación de dos archivos de salida de datos, que almacenan en formato ASCII, el campo de temperaturas de todos los nodos de la malla en un instante determinado, y el ciclo térmico y de flujos de calor en cada dirección durante el curso del proceso pertenecientes a nodos de la malla previamente seleccionados, respectivamente.
- v) La compatibilización del código fuente con el compilador AIX XL FORTRAN 90 [AIX XL 1994], para permitir la utilización de los códigos ejecutables en máquinas IBM de la familia RISC System/6000.

El resultado de estas modificaciones y mejoras de los códigos originales, han dado lugar a dos nuevos códigos de cálculo denominados TEMPLUM-2D y TEMPLUM-3D, respectivamente.

El diseño y desarrollo de código adicional se resumen en los siguientes puntos:

- i) Un conjunto de algoritmos que permiten la definición de las condiciones de los procesos a modelar, mediante la generación de un archivo de entrada de datos para los códigos TEMPLUM-2D y TEMPLUM-3D. Este conjunto de algoritmos incluye:
 - a) La generación de nodos y elementos de la malla bidimensional o tridimensional de una geometría determinada.
 - b) La determinación y especificación de segmentos o elementos de superficie con condiciones de contorno, debidas a la transmisión de calor por convección o radiación o al flujo de intensidad láser absorbida. En este último caso, se tienen en

cuenta el coeficiente de absorción o atenuación del material y los parámetros de proceso: distribución de intensidad transversal del haz láser, velocidad de proceso, etc.

- c) La representación por puntos de cualquier función que se necesite para la modelización de las condiciones de contorno, debidas a la incidencia del haz láser.

En el Apéndice C se incluye el código fuente de un programa con los algoritmos de generación del archivo de entrada de datos con las condiciones de proceso para el código TEMPLUM-3D.

- ii) Un conjunto de algoritmos que permiten el post-procesado de los archivos de salida de datos de los códigos.

Este conjunto de algoritmos han quedado codificados e integrados en un programa-utilidad llamado INTEMPLO [TORO 1996], que facilita el diseño de simulaciones y el post-procesado de resultados de ambos códigos TEMPLUM-2D y TEMPLUM-3D, por los usuarios de un sistema láser para el tratamiento térmico superficial de materiales.

4.3.2. DESARROLLO DE ALGORITMOS PARA LA DEFINICIÓN DE LAS CONDICIONES DEL PROCESO.

4.3.2.1. DISEÑO Y GENERACIÓN DE LA MALLA.

El objetivo consiste en construir una malla de puntos nodales para la modelización de la geometría discretizada espacialmente. El diseño de la malla es una técnica que requiere experiencia [BEER 1992]. El diseñador tiene que tomar decisiones que afectarán tanto a la precisión de los resultados como a la economía de los cálculos. Un buen diseño dará buenos resultados con una óptima utilización de los recursos temporales y materiales disponibles.

En general, el diseño y discretización de la malla dependerá de la geometría de la pieza a procesar, del tipo de proceso y material a modelizar, de los resultados previstos, de la precisión esperada y de los recursos computacionales de que se dispongan.

Por otro lado, hay que tener en cuenta las fuentes de error, que pueden venir dadas por considerar hipótesis demasiado simplificadoras en el modelo, la inexactitud de los datos de entrada, el redondeo numérico operacional en el ordenador y el error de discretización del modelo [DAHLQUIST 1974].

En primer lugar, hay que definir los nodos o puntos nodales que permiten construir la malla y, en segundo lugar, especificar los elementos de volumen a partir de aquellos. En geometrías regulares se verifica que algunos nodos pertenecen al mismo segmento y lo dividen en partes iguales. En este caso, no es necesario definir todos los nodos del segmento, sino únicamente los nodos de los extremos. Estos nodos son los denominados *característicos* definidos en la sección 4.2.3.1.

I. CASO BIDIMENSIONAL.

Los algoritmos empleados para la construcción de una malla rectangular de $I \times K$ filas de elementos, cuyo esquema se muestra en la Figura 4.3.1, son los siguientes:

i) Definición de los nodos de la malla bidimensional:

Para cada fila k de nodos ($K+1$ filas de nodos en total) según OZ
 Para cada nodo característico i según OX
 Define nº de nodo N , posición $X[i]$, $Z[k]$ y temperatura inicial T_0

ii) Definición de los elementos de la malla bidimensional:

Para cada fila k de elementos (K filas de elementos en total) según OZ
 Especifica los nº de los cuatro nodos que componen el elemento de volumen, un identificador del material correspondiente y el número de elementos que se definen consecutivos en dirección del eje OX.

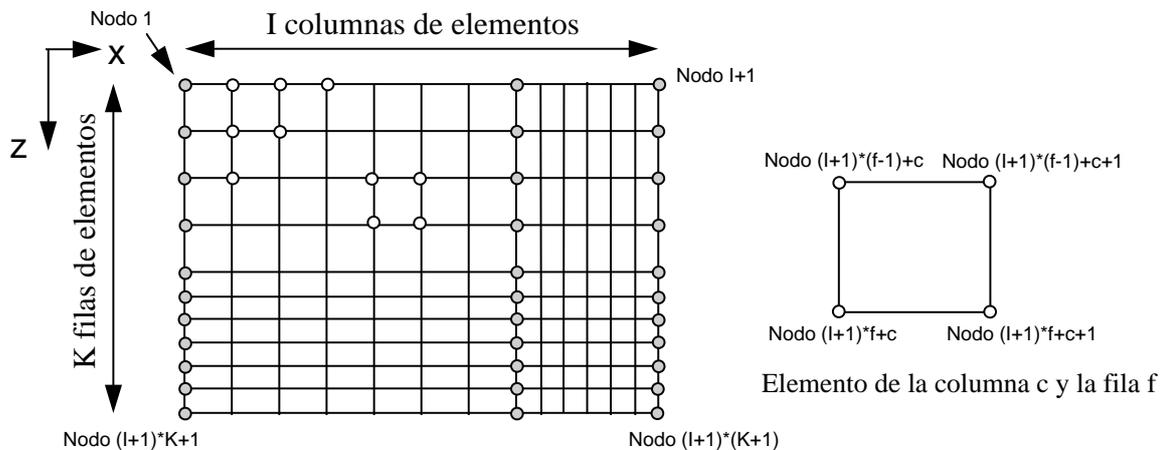


Figura 4.3.14. Esquema de la discretización espacial de la malla bidimensional. Los nodos característicos vienen marcados con los círculos sombreados.

II. CASO TRIDIMENSIONAL.

Los algoritmos empleados para la construcción de una malla de geometría ortoédrica de $I \times J \times K$ filas de elementos de volumen son los siguientes:

i) Definición de los nodos de la malla tridimensional:

Para cada fila k de nodos ($K+1$ filas de nodos en total) según OZ

Para cada fila j de nodos ($J+1$ filas de nodos en total) según OY
 Para cada nodo característico i según OX
 Define nº de nodo N , posición $X[i]$, $Y[j]$, $Z[k]$ y temperatura inicial T_0

ii) Definición de los elementos de volumen de la malla tridimensional:

Para cada fila k de elementos de volumen (K filas de elementos) según OZ
 Para cada fila j de elementos de volumen (J filas de elementos) según OY
 Especifica los nº de los ocho nodos que componen el elemento de volumen, el identificador del material correspondiente y el número de elementos de volumen que se definen consecutivos en la dirección del eje OX.

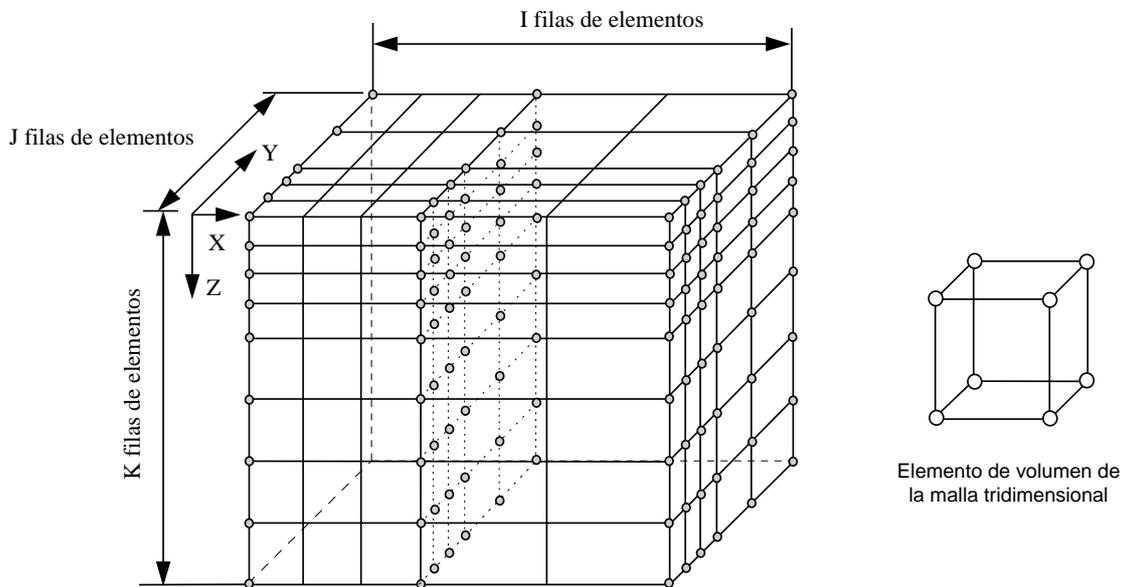


Figura 4.3.15. Esquema de la discretización espacial de la malla tridimensional. Los nodos característicos vienen marcados con los círculos sombreados.

4.3.2.2. CONDICIONES DE CONTORNO Y PARÁMETROS DEL PROCESO.

En este apartado se muestran los algoritmos empleados para la modelización de los parámetros de proceso. Para la modelización del proceso láser es necesario especificar, por un lado, las condiciones de contorno debidas al flujo de calor generado por la incidencia del haz láser sobre la malla y por otro, las condiciones de contorno debidas a la transmisión de calor por convección y por radiación. Estas tareas se llevan a cabo en tres fases.

- i) Definición y especificación de los segmentos de la malla bidimensional o los elementos de superficie de la malla tridimensional, con condiciones de contorno debidas a la incidencia del haz láser. Esta especificación se verá a continuación en los

algoritmos a) correspondientes a los casos bidimensional y tridimensional respectivos. Por establecer un convenio de coherencia, en el código bidimensional se supone que el haz incide según la dirección del eje OZ y perpendicular al eje OX, y en el caso dinámico su movimiento sigue la dirección de este eje. En el código tridimensional, el haz incide sobre el plano definido por la expresión $z=0$ y, en el caso dinámico el movimiento se realiza también según la dirección del eje OX.

- ii) Especificación de los segmentos o elementos de superficie con condiciones de contorno para la convección y la radiación, incluyendo el valor del coeficiente de transmisión de calor correspondiente y la temperatura del medio exterior: algoritmos b) y c).
- iii) Definición de las funciones que permiten definir las condiciones de contorno en función del tiempo debidas a la incidencia del haz. Se especifican mediante curvas lineales a intervalos de tiempo. Los valores de las funciones para tiempos intermedios se obtienen por interpolación. Una misma curva puede servir para diferentes condiciones de contorno si sus ordenadas sólo se diferencian en una constante: algoritmo d)

A continuación, se facilitan separadamente los algoritmos para los casos bidimensional y tridimensional respectivamente.

I. CASO BIDIMENSIONAL.

- a) Definición de los segmentos con condiciones de contorno debidas a la intensidad láser:

Para cada fila de segmentos con c.c. según OZ

Especifica los nº de los dos nodos que componen el segmento.

El nº de curva de definición de la condición de contorno.

Coefficientes que multiplican a esta curva en cada nodo del segmento.

El número de segmentos con c.c. que se definen consecutivos en dirección del eje OX.

Cada segmento se determina mediante los números enteros asociados a los dos nodos que lo definen. Asimismo, se especifica un multiplicador para cada uno de los nodos. Estos multiplicadores modifican el valor dado por la función que define la condición de contorno debida a la incidencia del haz láser asignada a ese segmento.

Estos multiplicadores sirven para considerar la absorptividad del material para la radiación de una determinada longitud de onda. El valor medio de ambos define el tanto por uno de la intensidad absorbida por el elemento de la malla bidimensional (o en su caso tridimensional) consecutivo en relación a la total incidente en el segmento de superficie superior, según se calcula posteriormente en la sección 4.3.3.

El número de filas de segmentos con condiciones de contorno, debidas a la incidencia del haz según el eje OZ, dependerá de la absortividad del material y de la discretización espacial según el propio eje OZ. El número de filas de segmentos según el eje OX, dependerá del tamaño del haz, del tipo de proceso (estático o dinámico) y de la discretización espacial según el propio eje OX.

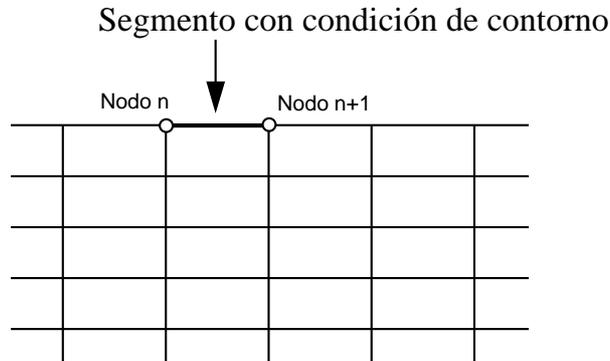


Figura 4.3.16. Definición de los segmentos con condición de contorno en la malla bidimensional.

- b) Definición de los segmentos con condiciones de contorno para la convección.

Para cada fila de segmentos con c.c. para la convección

Especifica los n° de los dos nodos que componen el segmento

El número de segmentos con c.c. para la convección que se definen consecutivos en dirección del eje OX.

El coeficiente de transmisión de calor para la convección.

La temperatura del medio fluido circundante.

- c) Definición de los segmentos con condiciones de contorno para la radiación.

Para cada fila de segmentos con c.c. para la radiación

Especifica los n° de los dos nodos que componen el segmento.

El número de segmentos con c.c. para la radiación que se definen consecutivos en dirección del eje OX.

El coeficiente de transmisión de calor para la radiación.

La temperatura del medio circundante.

- d) Especificación de las funciones de definición de las condiciones de contorno.

Para cada función de definición de una condición de contorno

Especifica n° de curva, n° de puntos de la curva e identificador de la curva

Para cada punto de la curva (desde el instante inicial al final)

Define instante de tiempo, flujo de intensidad incidente

II. CASO TRIDIMENSIONAL.

- a) Definición de los elementos de superficie con condiciones de contorno debidas a la intensidad láser:

Para cada fila de elementos de superficie con c.c. según OZ

Para cada fila de elementos de superficie con c.c. según OY

Especifica los nº de nodos que componen el elemento de superficie

El nº de curva de definición de la condición de contorno.

Coefficientes que multiplican a esta curva en cada nodo del elemento.

El número de elementos de superficie con c.c. que se definen consecutivos en dirección del eje OX.

En este caso, cada elemento superficial se determina mediante los números enteros asociados a los cuatro nodos que lo definen. Asimismo, se especifican cuatro multiplicadores asociados a cada uno de los nodos, que modifican el valor dado por la función que define la condición de contorno asignada a ese elemento.

El número de filas de segmentos con condiciones de contorno, debidas a la incidencia del haz según el eje OZ, dependerá de la absorptividad del material y de la discretización espacial, según el propio eje OZ. El número de filas de segmentos según el eje OY, dependerá del tamaño del haz según este eje y de la discretización espacial según el propio eje OY. El número de filas de segmentos según el eje OX, dependerá del tamaño del haz, del tipo de proceso (estático o dinámico) y de la discretización espacial según el propio eje OX.

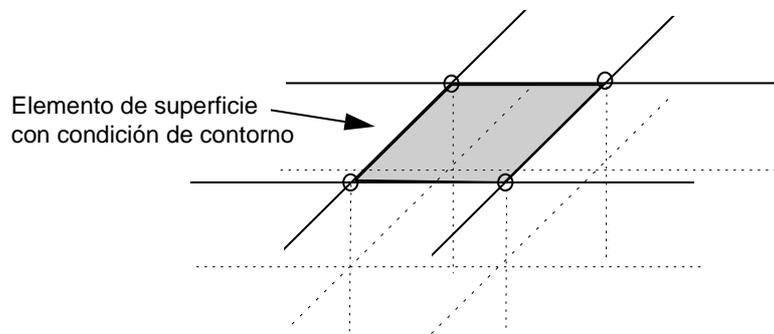


Figura 4.3.17. Definición de los elementos de superficie con condición de contorno en la malla tridimensional. Los círculos especifican los nodos de definición del elemento de superficie.

- b) Definición de los elementos de superficie con condiciones de contorno para la convección.

Para cada fila de elementos de superficie con c.c. para la convección

Especifica los nº de nodos que componen el elemento

El número de elementos con c.c. para la convección que se definen consecutivos según OX

El coeficiente de transmisión de calor para la convección.

La temperatura del medio fluido circundante.

- c) Definición de los elementos de superficie con condiciones de contorno para la radiación.

Para cada fila de elementos con c.c. para la radiación.

Especifica los nº de los nodos que componen el elemento.

El número de elementos con c.c. para la radiación que se definen consecutivos según OX

El coeficiente de transmisión de calor para la radiación.

La temperatura del medio circundante.

- d) Especificación de las funciones de definición de las condiciones de contorno.

Para cada función de definición de una condición de contorno

Especifica nº de curva, nº de puntos de la curva e identificador de la curva

Para cada punto de la curva (desde el instante inicial al final)

Define instante de tiempo, flujo de intensidad incidente

4.3.2.3. DEFINICIÓN DE LAS CONDICIONES DE CONTORNO PARA EL FLUJO DEBIDO A LA INTENSIDAD LÁSER.

Como ya se ha comentado anteriormente, las expresiones del flujo incidente dependiente del tiempo, para cada segmento o elemento de superficie de la malla con este tipo de condiciones de contorno, son funciones lineales a intervalos. En la Figura 4.3.5, se muestra un ejemplo de una función de definición de una condición de contorno debida a la intensidad láser incidente en un segmento o elemento de superficie de una malla discretizada.

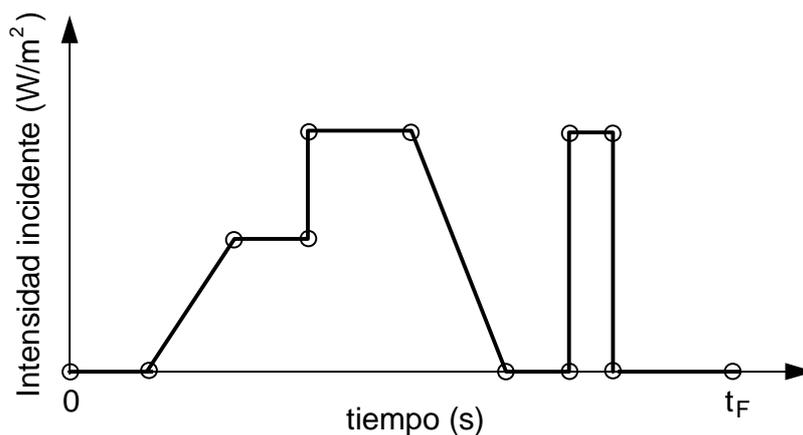


Figura 4.3.18. Ejemplo de una función de definición de una condición de contorno debida a la incidencia láser.

Estas funciones dependerán de los parámetros del proceso. En general, la mayor parte de los procesos pueden clasificarse atendiendo a tres factores distintos:

- i) tipo de proceso: estático o dinámico,

- ii) distribución de intensidad transversal del haz láser: uniforme o no uniforme (por ejemplo, gaussiana).
- iii) modo o régimen de funcionamiento del láser: continuo o bajo pulsos rectangulares.

Las posibles combinaciones de estos tres factores dan lugar a ochos casos diferentes enumerados en la Tabla IV.3.1.

Tabla IV.3.10. Clasificación de los procesos a modelizar según los factores que implican un tratamiento distinto de las funciones de definición de las condiciones de contorno debidas a la incidencia del haz.

Tipo de proceso	Distr. de intensidad del haz	Modo de funcionamiento	Caso
ESTÁTICO	UNIFORME	CONTINUO	1
		PULSADO	2
	NO UNIFORME	CONTINUO	3
		PULSADO	4
DINÁMICO	UNIFORME	CONTINUO	5
		PULSADO	6
	NO UNIFORME	CONTINUO	7
		PULSADO	8

A continuación se detalla la resolución de cada uno de estos casos:

- Caso 1. Proceso estático - uniforme - continuo: Para un proceso determinado, la función característica de la intensidad incidente tiene la forma de un pulso rectangular. Los puntos o tiempos característicos que definen el pulso dependerán del instante inicial del pulso t_i , la duración del pulso t_p y el instante final del proceso t_f . La intensidad incidente I_p marca la altura del pulso.

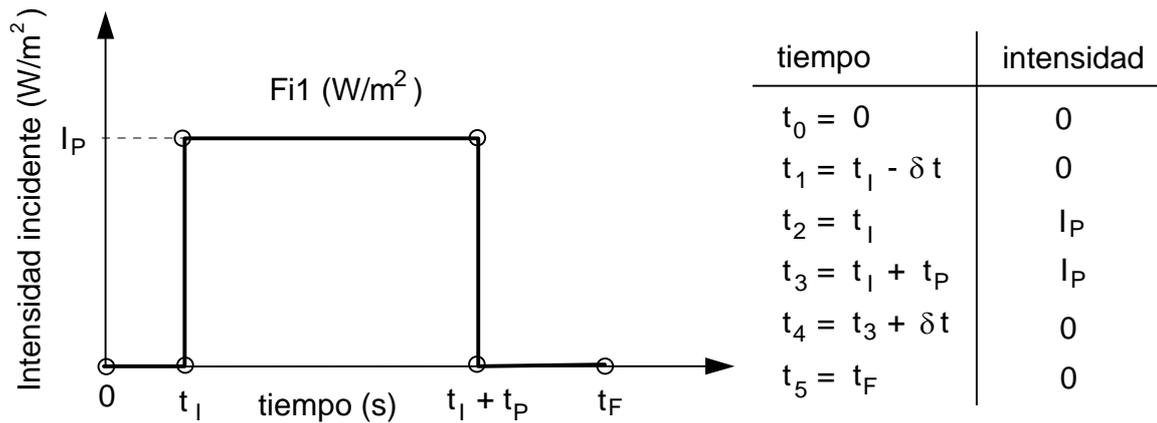


Figura 4.3.19. $F_{i1}(t)$: función de intensidad incidente y puntos de definición en el caso 1.

Caso 2. Proceso estático - uniforme - pulsado: La función característica es una secuencia de pulsos rectangulares definida por unos determinados valores para la frecuencia ν [s^{-1}] y para las intensidades (I_1 e I_2 [$W\ m^{-2}$]) y duraciones (Δt_1 y Δt_2 [s]) de los semiciclos. La intensidad media I_m se relaciona con las anteriores mediante las expresiones de la ecuación 4.3.1:

$$\begin{aligned} I_1 &= p I_m \\ I_2 &= q I_m \end{aligned} \quad (4.3.1)$$

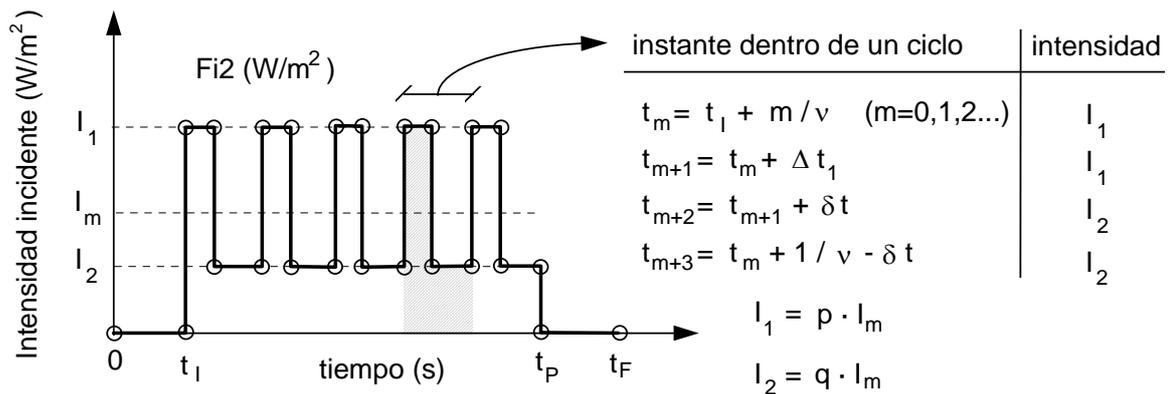


Figura 4.3.20. $F_{i2}(t)$: función de intensidad incidente y puntos de definición en el caso 2.

Caso 3. Proceso estático - no uniforme - continuo: Podrán existir tantas funciones características (con diferentes valores para la intensidad del pulso) y equivalentes al caso 1, como segmentos o elementos de superficie sufran la incidencia del haz. La altura del pulso rectangular de la función característica

será el valor medio de la distribución de intensidad del haz en el segmento o elemento de superficie correspondiente. El número de funciones dependerá de las dimensiones del haz y de la discretización espacial de la malla.

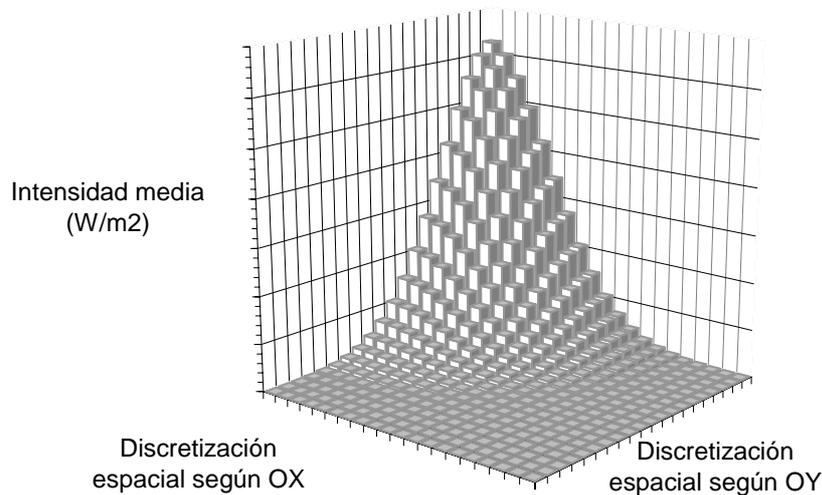


Figura 4.3.8. Ejemplo de discretización espacial en el modelo tridimensional de una distribución de intensidad gaussiana (no uniforme) en el caso 3.

- Caso 4. Proceso estático - no uniforme - pulsado: Podrán existir tantas funciones características (con diferentes valores medios para las intensidades incidentes en cada semiciclo) y equivalentes al caso 2, como segmentos o elementos de superficie queden bajo la incidencia del haz. El número de funciones dependerá de las dimensiones del haz y de la discretización espacial de la malla.
- Caso 5. Proceso dinámico - uniforme - continuo: Para un proceso determinado, es necesario definir tantas funciones características como segmentos o elementos superficiales existan en la dirección del movimiento del haz. Las funciones características, cuando no se anulan, se componen de una rampa de pendiente positiva, una meseta y una rampa de pendiente negativa. Sus puntos de definición dependerán de la discretización espacial de la malla (situación de los nodos que componen los segmentos con condiciones de contorno: x_i [m]), la dimensión del haz láser según la dirección del eje X, b [m], la velocidad del haz láser, v [$m s^{-1}$] y los tiempos inicial y final del proceso. La altura de la meseta de la función vendrá dada por la intensidad del haz I_L [$W m^{-2}$].

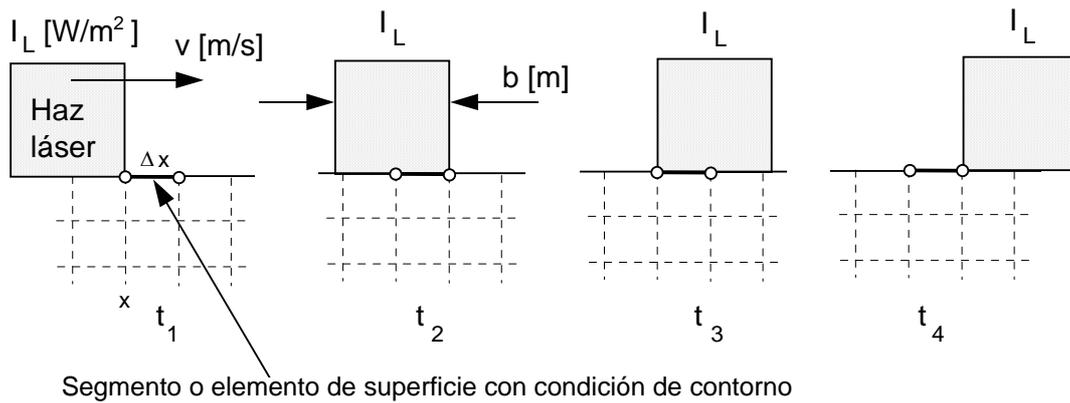


Figura 4.3.9. Secuencia de instantes para la definición de la función de la condición de contorno para un haz láser de distribución de intensidad homogénea en movimiento.

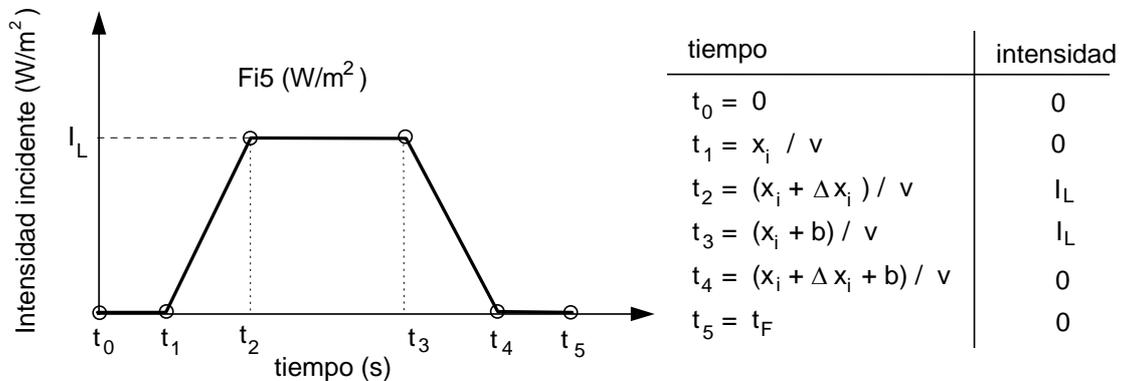


Figura 4.3.10. $F_{i5}(t)$: función de intensidad incidente y puntos de definición en el caso 5.

Caso 6. Proceso dinámico - uniforme - pulsado: Igual número de funciones que en el caso 5. La forma de la función característica será la de la convolución de las funciones de los casos 2 y 5. En el caso tridimensional, la función de intensidad incidente para el elemento de superficie en la fila i y j , según las direcciones de los ejes OX y OY respectivamente, viene dada por la ecuación 4.3.1.

$$F_{i6_{ij}}(t) = F_{i2_{ij}}(t) * F_{i5_{ij}}(t) \quad (4.3.2)$$

En la Figura 4.3.11 se representa un ejemplo característico de una función de intensidad sobre un segmento o elemento de superficie.

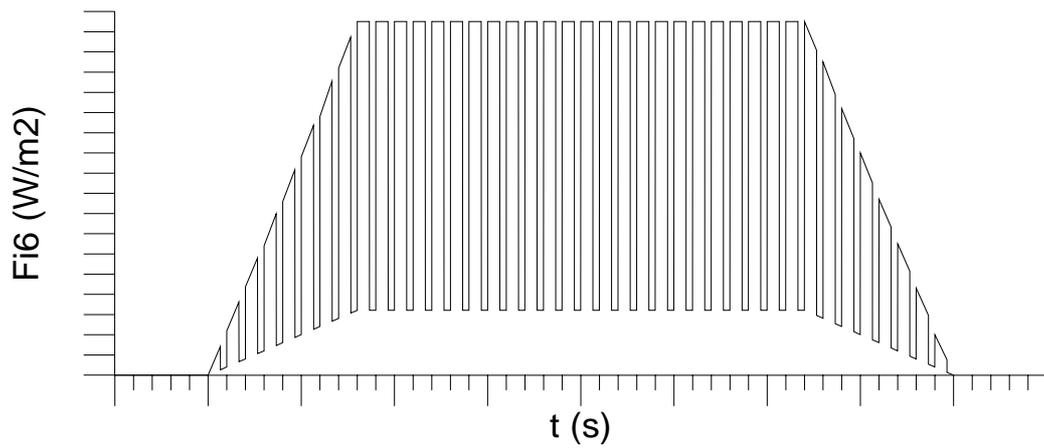
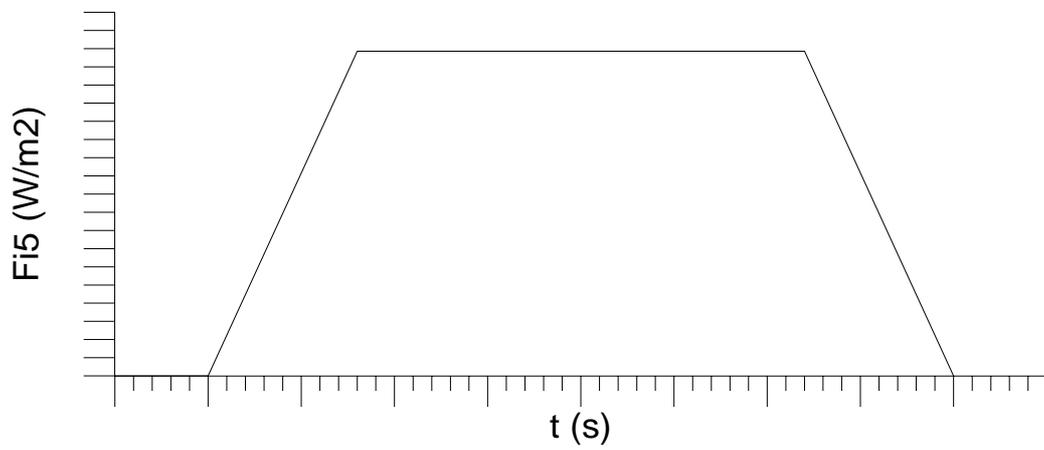
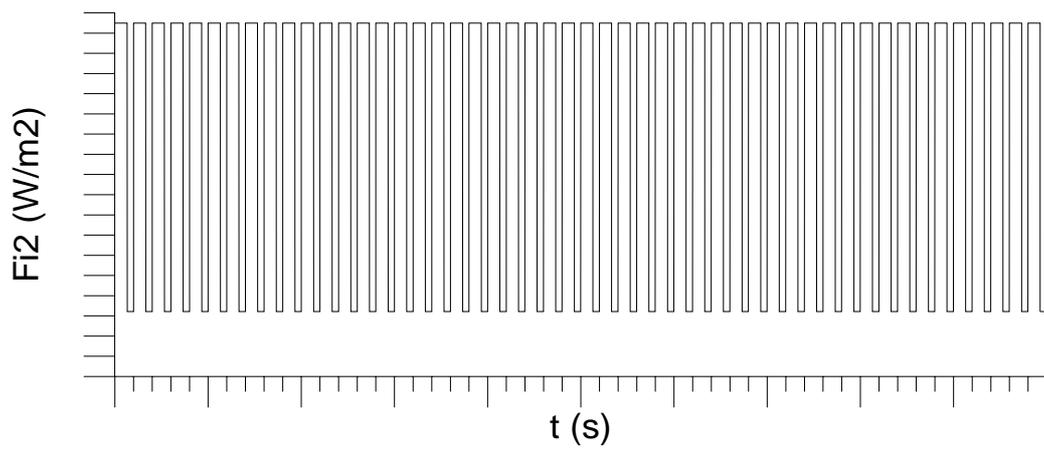


Figura 4.3.11. $F_{i6}(t)$: función característica de la intensidad incidente en el caso 6 construida a partir de $F_{i2}(t)$ y $F_{i5}(t)$.

Caso 7. Proceso dinámico - no uniforme - continuo: Similar al caso 5, salvo que el número de funciones características se multiplica, en el caso tridimensional, por el número de elementos de superficie bajo la incidencia del haz en dirección perpendicular a la de su movimiento.

Caso 8. Proceso dinámico - no uniforme - pulsado: Similar al caso 6, salvo que el número de funciones características se multiplica, en el caso tridimensional, por el número de elementos de superficie bajo la incidencia del haz en dirección perpendicular a la de su movimiento.

Algunos procesos no pueden incluirse dentro de la clasificación dada por la Tabla 4.3.1. En estos casos, es necesario un análisis específico del problema con el objetivo de definir los segmentos o elementos de superficie con condiciones de contorno debidas a la incidencia del haz láser y las funciones características de la intensidad incidente.

A continuación, y a modo de ejemplo, se describe el procedimiento diseñado para la generación de las funciones de intensidad, utilizadas posteriormente en la sección 5.3.7, para la simulación con el código TEMPLUM-3D de un proceso dinámico con un haz incidente de distribución de intensidad no uniforme, que posee una componente vibratoria según la dirección perpendicular (eje OY) a la del movimiento del haz (eje OX).

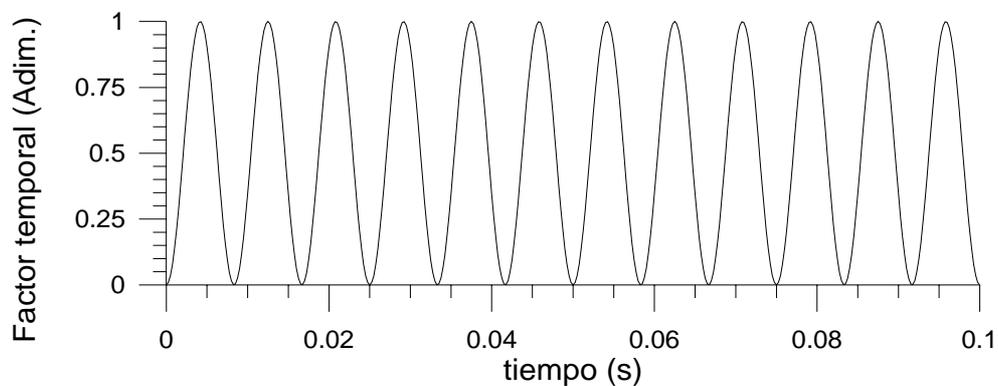


Figura 4.3.12. Representación gráfica de un ejemplo de componente vibratoria según la dirección perpendicular a la del movimiento del haz en un punto de incidencia del haz.

Caso 9. Proceso dinámico - no uniforme - intensidad incidente con una componente vibratoria en la dirección perpendicular a la del movimiento del haz: En la Figura 4.3.12 se representa gráficamente un ejemplo de la componente vibratoria según la dirección perpendicular de movimiento del haz de la distribución de intensidad incidente. En principio, la generación de la función de intensidad incidente sobre cada segmento o elemento de la superficie será parecida a la del caso 8. En este caso, la diferencia estriba en que la función construida puede no ser muy fiel a la función de intensidad incidente real, si

consiste en una función lineal a intervalos de tiempo demasiado grandes. Con el fin de reducir al máximo este problema, para la definición de la función de intensidad sobre un segmento o elemento de superficie, los puntos o instantes de tiempo característicos tomados, cuando ésta no sea nula, deberán coincidir con cada uno de los instantes de la discretización temporal de la modelización, y así representar con la mayor exactitud posible la función que define la intensidad real incidente. Para cada uno de esos instantes se tomará la media de la intensidad incidente sobre cada segmento o elemento de superficie.

Para el caso de la distribución transversal de intensidad en un instante dado mostrada en la Figura 4.3.13 (proceso analizado más adelante en la sección 5.3.7), se obtienen N funciones de intensidad incidentes distintas, siendo N el producto del número de elementos de superficie según la dirección de movimiento del haz, por el número de elementos de superficie bajo la incidencia de un periodo espacial completo de la componente según el eje OY de la distribución de intensidad.

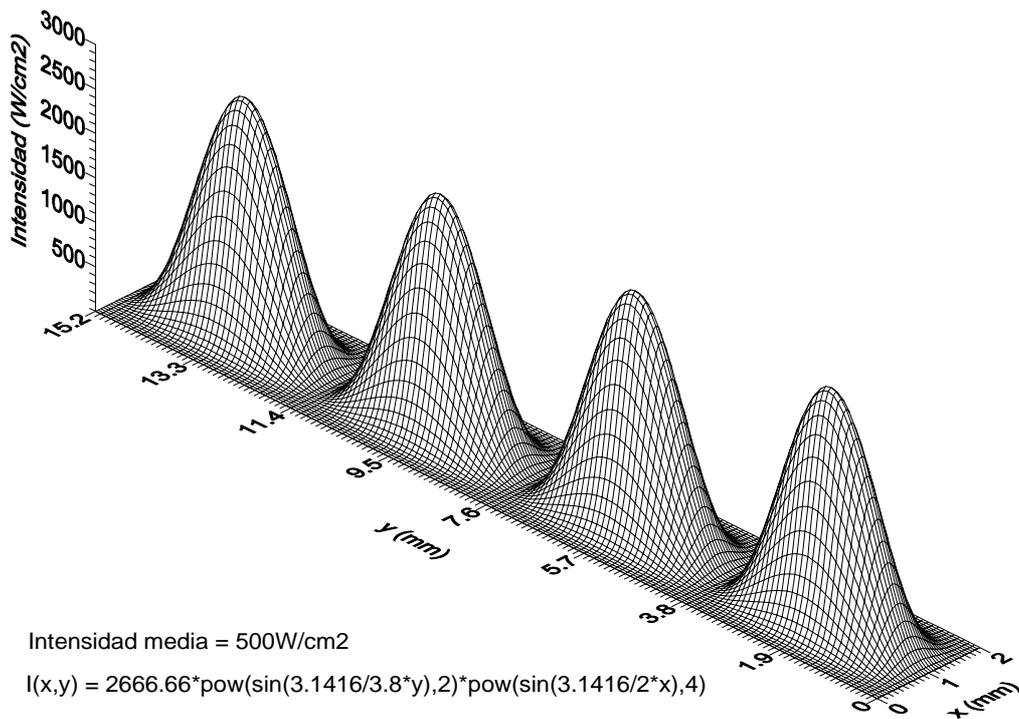


Figura 4.3.13. Distribución de intensidad del haz incidente en un instante dado analizado como ejemplo en el caso 9.

En la Figura 4.3.14 se muestra un ejemplo de función de intensidad incidente característica con una velocidad de proceso de $v = 5 \text{ mm s}^{-1}$, una frecuencia de la componente vibratoria de $\nu = 60 \text{ Hz}$ y una dimensión en el elemento de superficie bajo la incidencia de la distribución de intensidad de $0.1 \times 0.1 \text{ mm}$.

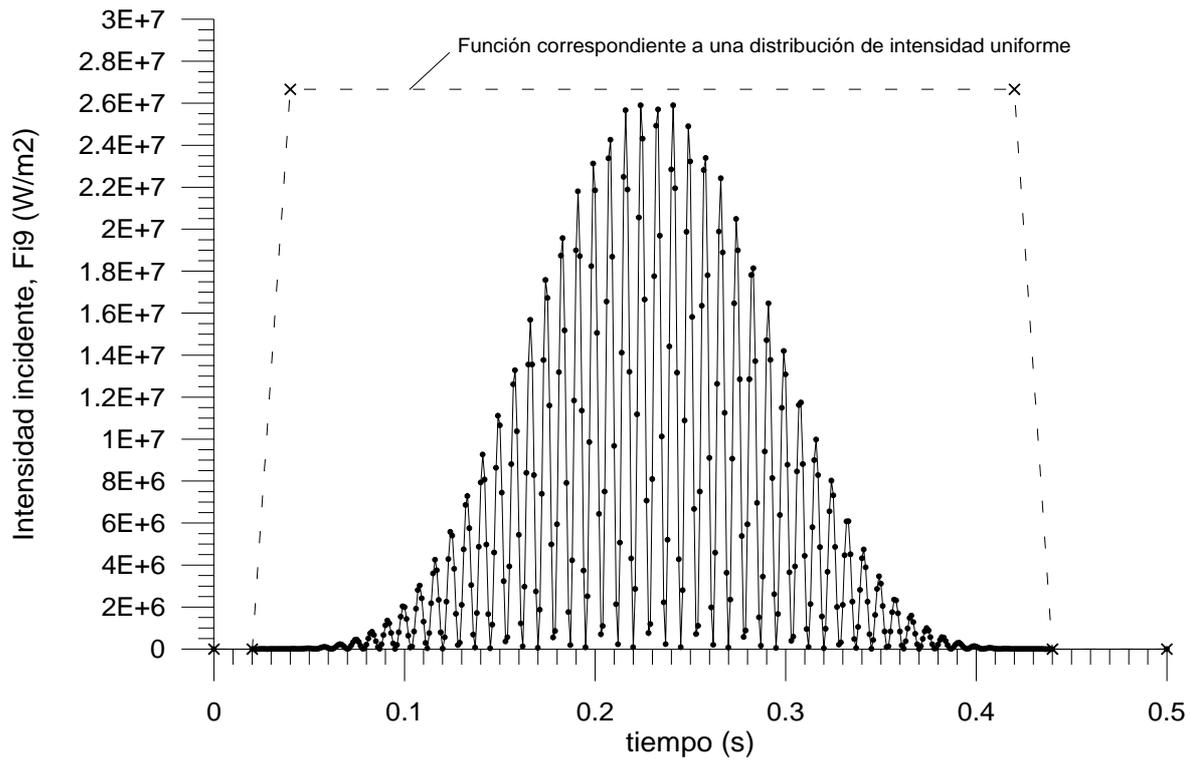


Figura 4.3.14. $F_{i9}(t)$: Ejemplo de función de intensidad incidente en el caso 9.

4.3.3. LA ABSORTIVIDAD Y LA TRANSMISIÓN DE LA RADIACIÓN EN EL SENO DEL MATERIAL.

Como ya se vió en la sección 2.1, la intensidad del haz que se transmite en un medio sigue la ley de Beer-Lambert:

$$I(z) = I_{z_0} e^{-\alpha z} \quad (4.3.3)$$

donde I_{z_0} es la intensidad en la superficie, z es la profundidad y α es la absorptividad del material. Esto significa que, en algunos casos, no toda la intensidad se absorbe en la superficie.

En términos de la modelización de los procesos de materiales con láser, esto implica que puede haber flujos de intensidad en segmentos (2D) y elementos *de superficie* (3D) que no estén en la superficie. Por lo tanto, es necesario la consideración de esta circunstancia en la modelización de estos procesos.

Para ello, se ha construido un algoritmo que calcula la fracción de intensidad que llega a un segmento o elemento de superficie k con condición de contorno y no alcanza el consecutivo $k+1$, quedando absorbida en el elemento de la malla k intermedio. Los datos de partida son la absorptividad del material α , y la discretización espacial de la malla según el eje perpendicular a la superficie de incidencia. Si la fracción de intensidad que llega al segmento o elemento de superficie k es

$$\frac{I_k}{I_{z_0}} = e^{-\alpha z_k} \quad (4.3.4)$$

la fracción de intensidad que llega al elemento k y no alcanza el segmento $k+1$ es

$$\Delta I_{a_k} = e^{-\alpha z_k} - e^{-\alpha z_{k+1}} \quad (4.3.5)$$

Este coeficiente se asigna al multiplicador que se incluye en la definición del segmento o elemento de superficie con condiciones de contorno debidas a la intensidad láser en el algoritmo a) de la sección 4.3.2.2, tanto en el caso bidimensional como en el caso tridimensional.

En la Figura 4.3.15 se muestra un esquema de los flujos de intensidad que llegan a dos segmentos situados a profundidades consecutivas en una malla bidimensional. En la malla tridimensional el esquema es el equivalente con una dimensión espacial adicional perpendicular a las consideradas bidimensionalmente.

Segmentos con condición de contorno debidas a la intensidad láser

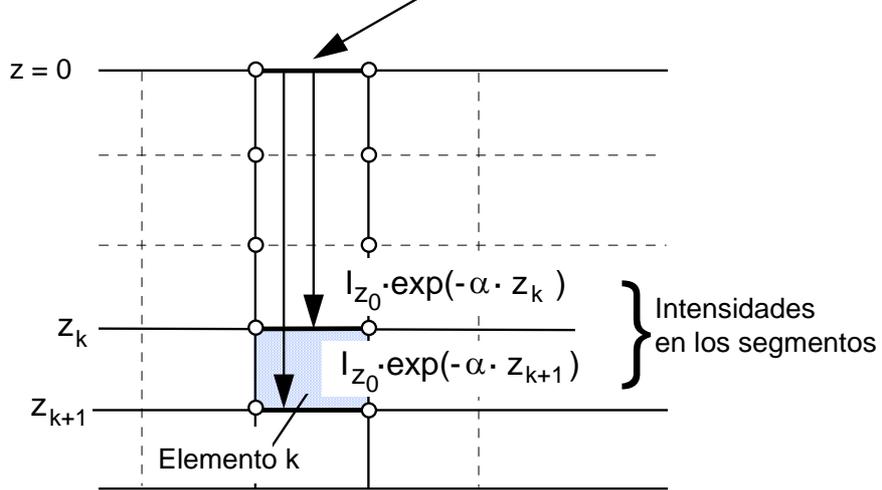


Figura 4.3.215. Esquema de las intensidades en segmentos a distinta profundidad en la malla bidimensional.

4.3.4. DEFINICIÓN Y DESARROLLO DE UN ENTORNO DE TRABAJO PARA EL USUARIO Y SU INTERCONEXIÓN CON UN ENTORNO EXPERIMENTAL.

Una vez diseñados los distintos algoritmos que permiten la definición de las condiciones de simulación, el objetivo es ahora su codificación e integración de manera óptima en un programa que permita la generación de los archivos de entrada de datos, correspondientes a los códigos de cálculo de trabajo. La ejecución de estos programas de cálculo genera un grupo de archivos de salida de datos que permiten obtener la información buscada en el formato adecuado.

Además, el programa desarrollado es compatible con un entorno experimental, en el que se realicen procesos de captación y recogida de datos durante los tratamientos térmicos superficiales efectuados en un sistema láser, tanto en un laboratorio de investigación como en la industria.

El programa INTEMPLO [TORO 1996] es un entorno de trabajo para ordenadores personales compatibles IBM-PC que funciona bajo el sistema operativo D.O.S. a partir de la versión 5.0 y que facilita el pre-procesado de datos de entrada y post-procesado de datos de salida para la simulación de procesos de tratamiento térmico superficial de materiales con láser con los códigos de cálculo numérico TEMPLUM-2D y TEMPLUM-3D por elementos finitos que acaban de revisarse.

Las principales características del entorno INTEMPLO son las siguientes:

- i) Facilita la utilización por parte del usuario tanto del código bidimensional como del tridimensional mediante una serie de menús y ventanas de selección.
- ii) Divide la secuencia de fases de una simulación en tres etapas:
 - a) Introducción de los datos de entrada para la simulación: datos de los materiales (propiedades termofísicas y ópticas dependientes o no de la temperatura: densidad, capacidad calorífica, conductividad térmica, absorptividad del material y absorptancia de la superficie), de la geometría de la probeta (forma, dimensiones y discretización espacial), de los parámetros del proceso (potencia, velocidad de proceso, modo de funcionamiento, tamaño y distribución transversal de intensidad del haz, temperatura inicial de la probeta a procesar, temperatura ambiente, coeficiente de transmisión del calor por convección y radiación) y de las condiciones de la simulación (tiempo inicial y final, tamaño del intervalo de tiempo,...). Para los tres casos anteriores, se dispone de una extensa base de datos (materiales, geometrías y parámetros de tratamiento) seleccionable y ampliable por parte del usuario.
 - b) Generación del archivo de entrada de datos con el formato correspondiente para el código numérico respectivo (bidimensional o tridimensional). Como ya se ha comentado en la sección 4.2.3.1, los datos en formato ASCII están estructurados dentro del archivo con el siguiente orden: parámetros característicos de la simulación,

propiedades de los materiales, definición de los puntos nodales de la malla y sus temperaturas iniciales, definición de los elementos de volumen y material correspondiente, especificación de los elementos de superficie con condiciones de contorno para el flujo de calor por la incidencia del haz láser, especificación de los elementos de superficie con condiciones de contorno para la convección y radiación y determinación de las funciones lineales a intervalos que definen las condiciones de flujo. Una vez generado este archivo, desde este ordenador, que funciona a su vez como terminal de un servidor de la familia IBM RISC-6000, se ordena la ejecución del código correspondiente. Al finalizar la ejecución, se obtienen varios archivos de salida de datos.

- c) Post-procesado de dichos archivos de resultados de los códigos de cálculo, lo que permite la rápida generación de gráficas con los campos y ciclos de temperaturas y velocidades de calentamiento-enfriamiento en los distintos nodos de las probetas durante el curso del tratamiento térmico superficial correspondiente. A partir de éstas, pueden deducirse las geometrías de las zonas tratadas, templadas o afectadas térmicamente.

En la Figura 4.3.16, se representa un esquema de la interconexión entre el entorno de trabajo del modelo y el entorno de trabajo experimental. En la Figura 4.3.17 se muestran algunas de las pantallas del entorno INTEMPLO.

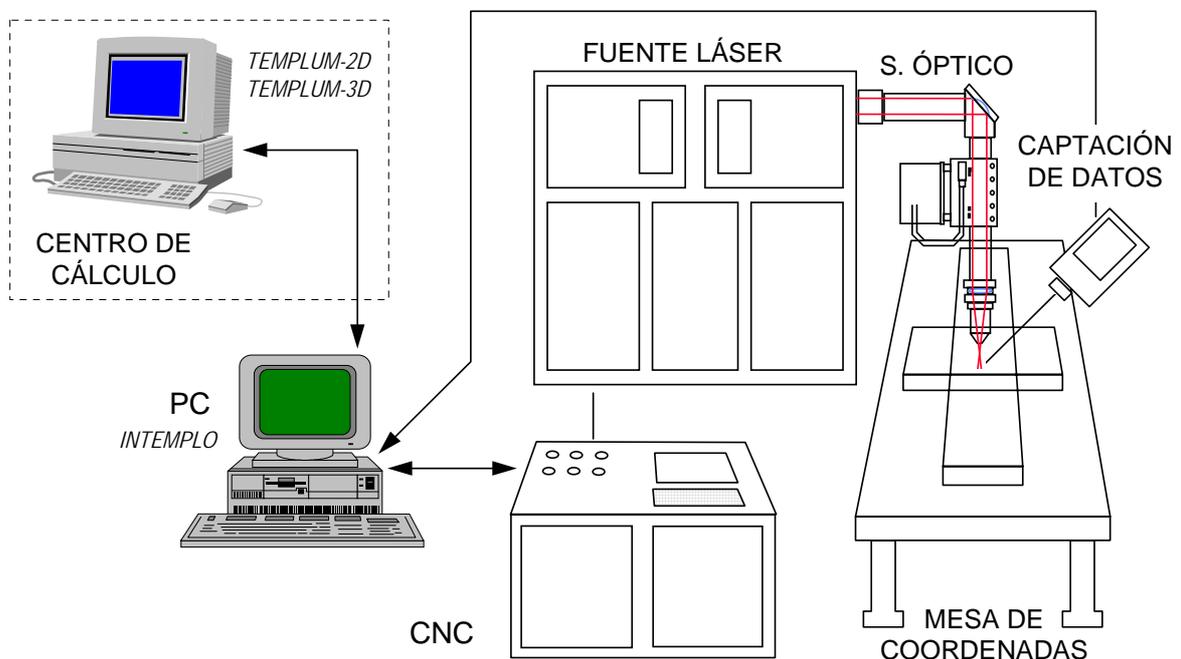


Figura 4.3.16. Esquema gráfico de la interconexión del entorno de trabajo del modelo con el entorno de trabajo experimental.

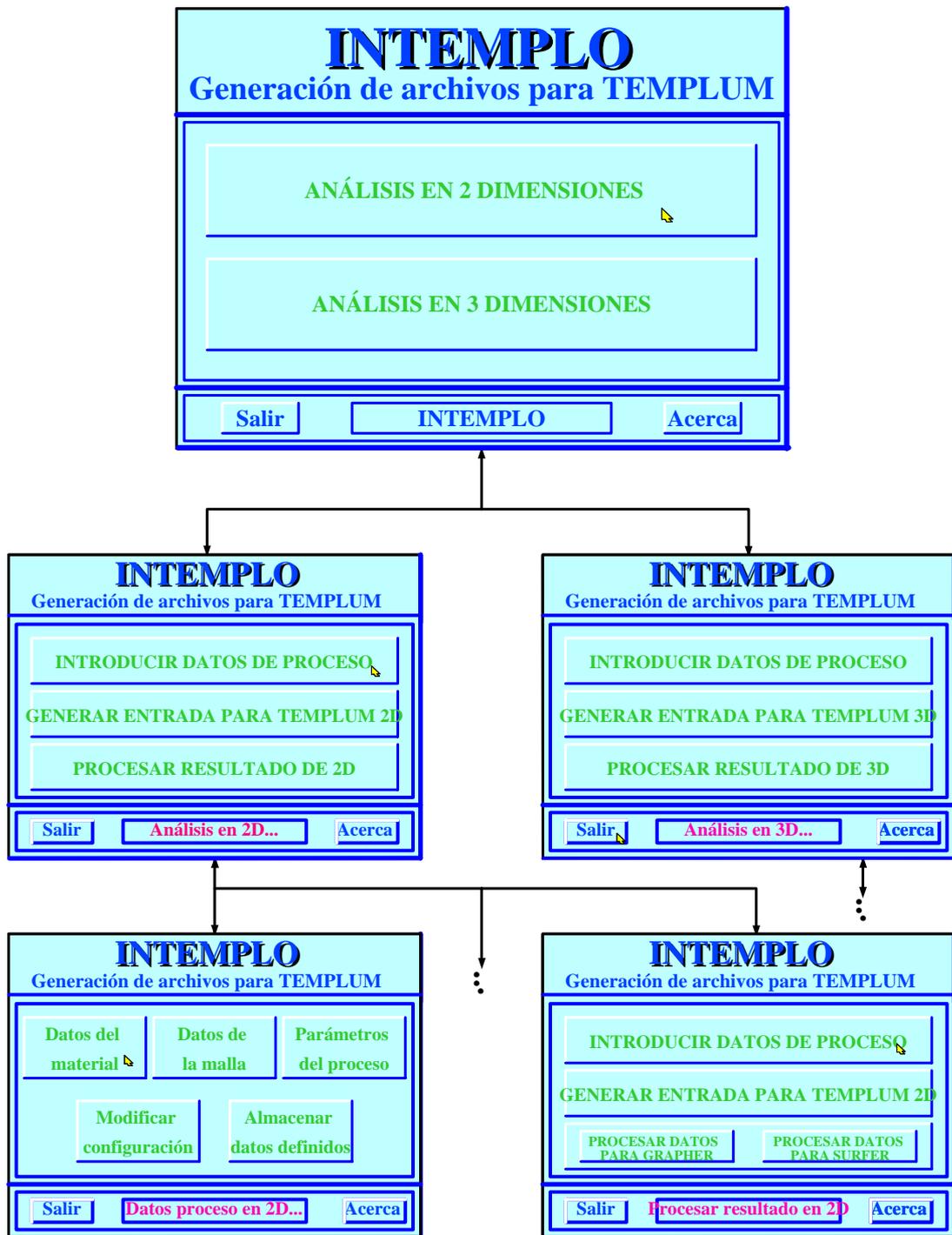


Figura 4.3.17. Secuencia parcial de pantallas del entorno INTEMPLO.

5. RESULTADOS DE LAS SIMULACIONES DE LOS PROCESOS DE TRATAMIENTO TÉRMICO SUPERFICIAL DE MATERIALES CON LÁSER.

5.1. ANÁLISIS DE LA CONSISTENCIA NUMÉRICA DE LOS CÓDIGOS.

El objetivo de esta sección es la determinación del alcance y sensibilidad de los códigos empleados y el orden de magnitud de las dimensiones de los intervalos de discretización temporal y espacial a utilizar posteriormente en los modelos. Por esta razón a continuación, se lleva a cabo un análisis de su convergencia, estabilidad, precisión y sensibilidad.

En principio, y por definir las dimensiones de las condiciones de la simulación, es necesario reseñar que los códigos numéricos de partida permiten el diseño de mallas geométricas con un máximo de 10000 elementos de malla y la definición de hasta 1000 funciones diferentes para la especificación de las condiciones de contorno de la malla. Estas limitaciones pueden modificarse siempre y cuando los recursos computacionales (del *hardware*) lo permitan. En concreto, los códigos TEMPLUM-2D y TEMPLUM-3D amplían el número máximo de elementos de la malla a 30000 y la especificación de hasta 10000 funciones de definición diferentes para las condiciones de contorno.

5.1.1. CONVERGENCIA.

El objetivo es la verificación de si los valores obtenidos con los códigos son una buena aproximación de la solución de la ecuación en derivadas parciales original en los puntos de la cuadrícula. La diferencia o divergencia entre la solución obtenida por el método en elementos finitos y la solución de la ecuación en derivadas parciales en cualquier punto nodal de la malla se denomina error de truncamiento. Un método en elementos finitos es convergente si este error tiende a cero cuando la discretización espacial y temporal tiende igualmente a cero. A diferencia de los métodos explícitos, que deben respetar una cierta relación para asegurar la convergencia ($0 \leq \Delta t / (\Delta q)^2 \leq 1/2$, siendo q una variable espacial genérica), se demuestra que los métodos implícitos son incondicionalmente convergentes [AMES 1977].

Como ejemplo práctico de la convergencia de los modelos, se llevan a cabo dos baterías de simulaciones considerando distintos tamaños del intervalo de tiempo de la discretización temporal en la modelización del proceso de calentamiento de probetas de materiales de diferente naturaleza, acero 35NCD16 y de vidrio B-270, con geometría ortoédrica. En ambos casos, el modelo empleado será el tridimensional. Los valores de la capacidad calorífica y la conductividad térmica dependientes de la temperatura utilizados para cada uno de los materiales, se representan gráficamente en las Figuras 5.1.1 y 5.1.2, respectivamente.

Para la primera batería de simulaciones, los parámetros de proceso de las probetas de acero 35NCD16 se han escogido para obtener temperaturas de tratamientos térmicos superficiales representativos, según muestra la Tabla V.1.1. La incidencia del haz láser es

estática, es decir, la velocidad relativa haz - superficie de la probeta es nula. Además, se considera que toda la intensidad incidente es absorbida en la superficie de la probeta; por lo tanto, la absorptividad del material se considera infinita mientras que la absorptancia de la superficie es independiente de la temperatura e igual a la unidad. Por otro lado, no se tienen en cuenta las pérdidas de calor por convección y radiación. Las características de la discretización espacial se presentan en la Tabla V.1.2. Por simetría se toma sólo un cuadrante de la geometría del proceso modelado según muestra la Figura 5.1.3.

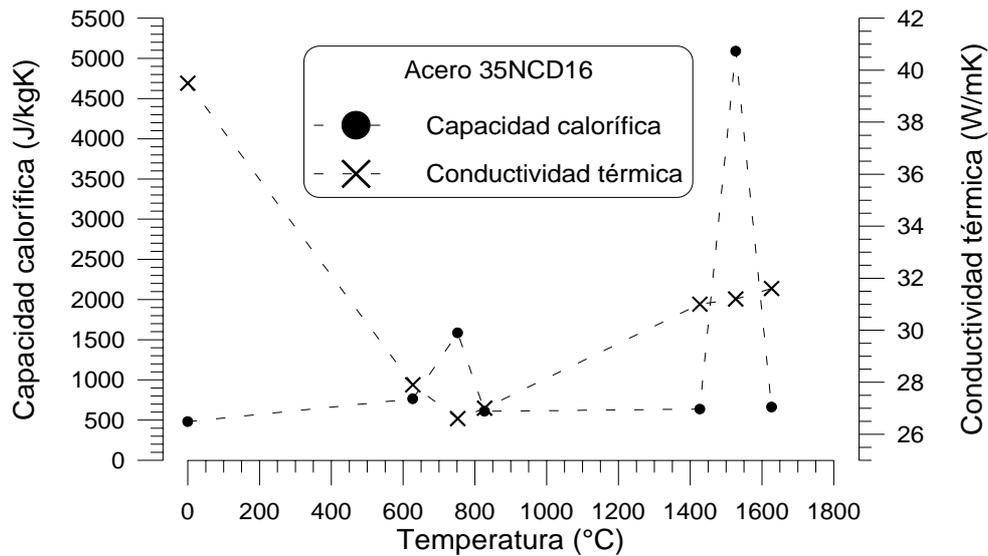


Figura 5.1.1. Propiedades termofísicas del acero 35NCD16 dependientes de la temperatura.

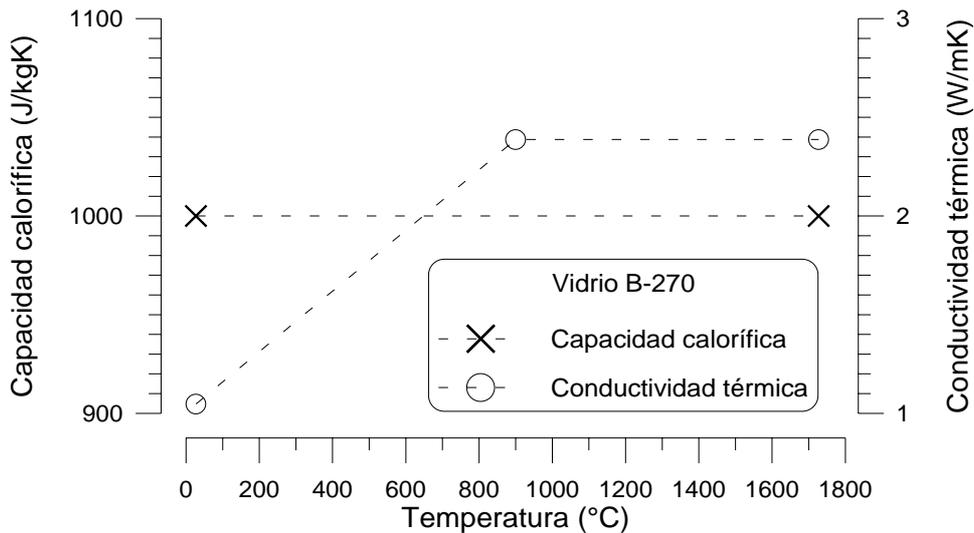


Figura 5.1.2. Propiedades termofísicas del vidrio B-270 y su dependencia de la temperatura.

Tabla V.1.1. Parámetros del proceso de tratamiento térmico superficial de acero 35NCD16.

PARÁMETROS DEL PROCESO.	
Material	Acero 35NCD16
Geometría de la probeta	Ortoédrica
Dimensiones de la probeta	22.5 x 22.5 x 10 mm
Densidad	7860 kg m ⁻³
Capacidad calorífica	= f (T): Figura 5.1.1
Conductividad térmica	= f (T): Figura 5.1.1
Absortividad	∞ m ⁻¹
Absortancia de la superficie	1
Temperatura inicial, T ₀	27°C
Distribución de intensidad	Cuadrada uniforme
Dimensiones del haz	9 x 9 mm
Intensidad del haz	2.15 · 10 ⁷ W m ⁻²
Velocidad haz - superficie	0 mm s ⁻¹
Duración del pulso láser, t _p	0.5 s
No se considera transmisión de calor por convección o radiación	

Tabla V.1.2. Características de la discretización espacial empleada.

Concepto	Número	Dimensión (mm)
Probeta discretizada		11.25 x 11.25 x 10
Nº total de filas de elementos según el eje OX	15	
	15	0.75
Nº total de filas de elementos según el eje OY	15	
	15	0.75
Nº total de filas de elementos según el eje OZ	11	
	2	0.1
	2	0.2
	1	0.4
	1	0.5
	3	1
	1	5

Como se observa en la Tabla V.1.2, se considera una discretización espacial de la probeta según el eje OZ inversamente proporcional al gradiente de temperaturas esperado según esta dirección.

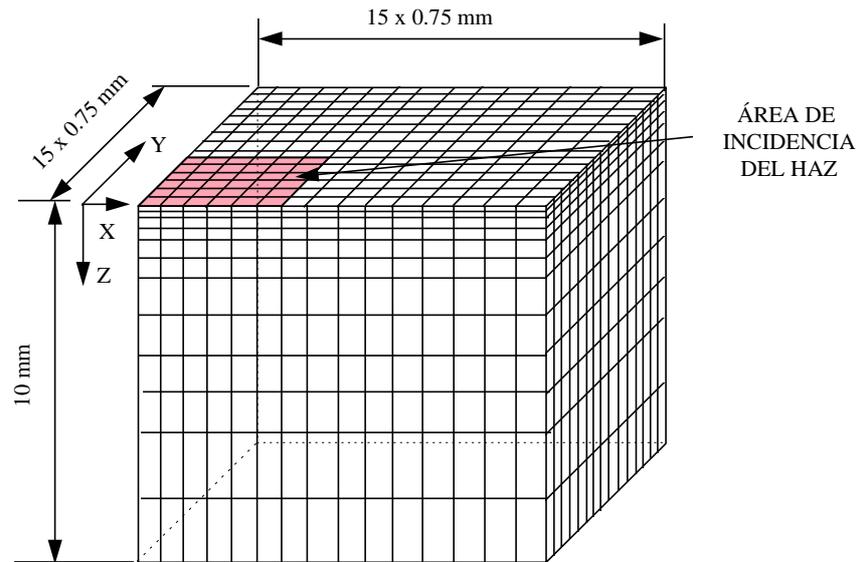


Figura 5.1.3. Esquema de la discretización espacial de la probeta de acero.

A la vista de los resultados de la batería de simulaciones correspondientes al acero 35NCD16, se comprueba que la máxima temperatura $T_{cMáx}$, se alcanza en el instante final, t_p del proceso, y corresponde al punto central del área de incidencia. En la Figura 5.1.4 se representa adimensionalmente en función del número de pasos utilizados en la discretización temporal. Es importante observar como la temperatura tiende a un determinado valor, $T_{lím}$, conforme aumenta el número de pasos utilizados en la discretización temporal, o lo que es lo mismo, conforme disminuye el tamaño del intervalo de tiempo utilizado en la discretización temporal.

En la Figura 5.1.5 se representan los ciclos térmicos del punto de la probeta que alcanza la máxima temperatura (punto central del área de incidencia en la superficie de la probeta) para varios tamaños de paso de tiempo. La existencia de dientes de sierra en los ciclos térmicos resultantes, representados en esta figura al emplear intervalos de tiempo grandes, es típico de códigos de cálculo numéricos estables. Conforme disminuye el intervalo de tiempo utilizado tiende a decrecer la amplitud de los dientes de sierra.

En la segunda batería de simulaciones, se realiza un análisis similar en probetas de vidrio B-270. Según muestra la Figura 5.1.2, este material no metálico posee características termofísicas sensiblemente distintas del acero. En este caso, se considera una absorptividad del material de $7 \cdot 10^{-4}$ m y una absorptancia de la superficie constante e igual a 1. Los parámetros del proceso se presentan en la Tabla V.1.3. La discretización espacial utilizada se muestra en la Tabla V.1.4 y se esquematiza de forma gráfica en la Figura 5.1.6.

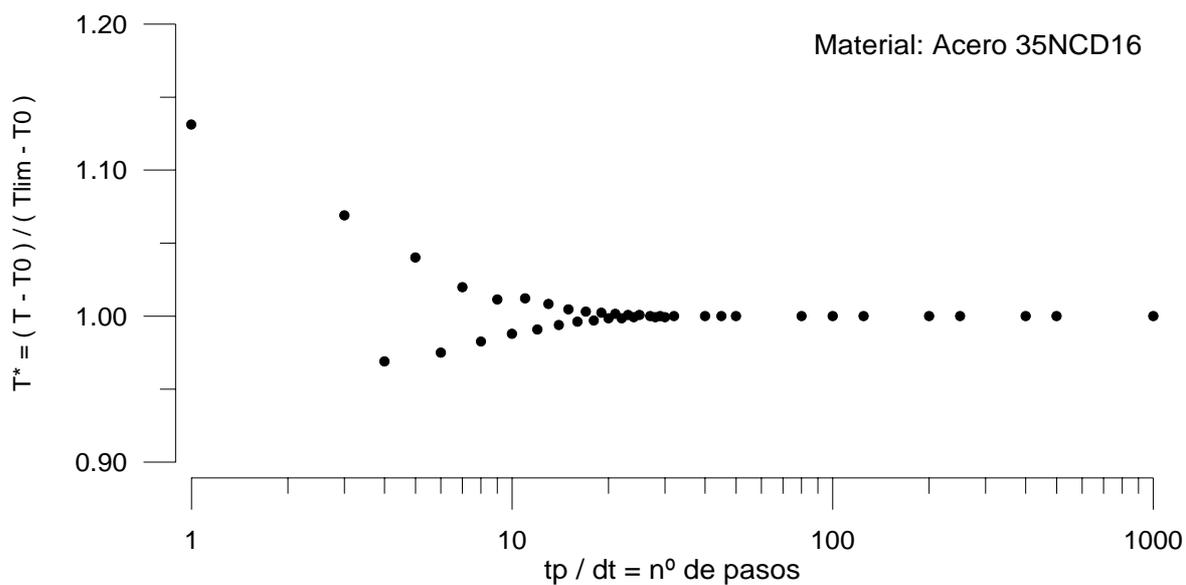


Figura 5.1.4. Convergencia de la temperatura máxima alcanzada en la superficie de la probeta de acero 35NCD16.

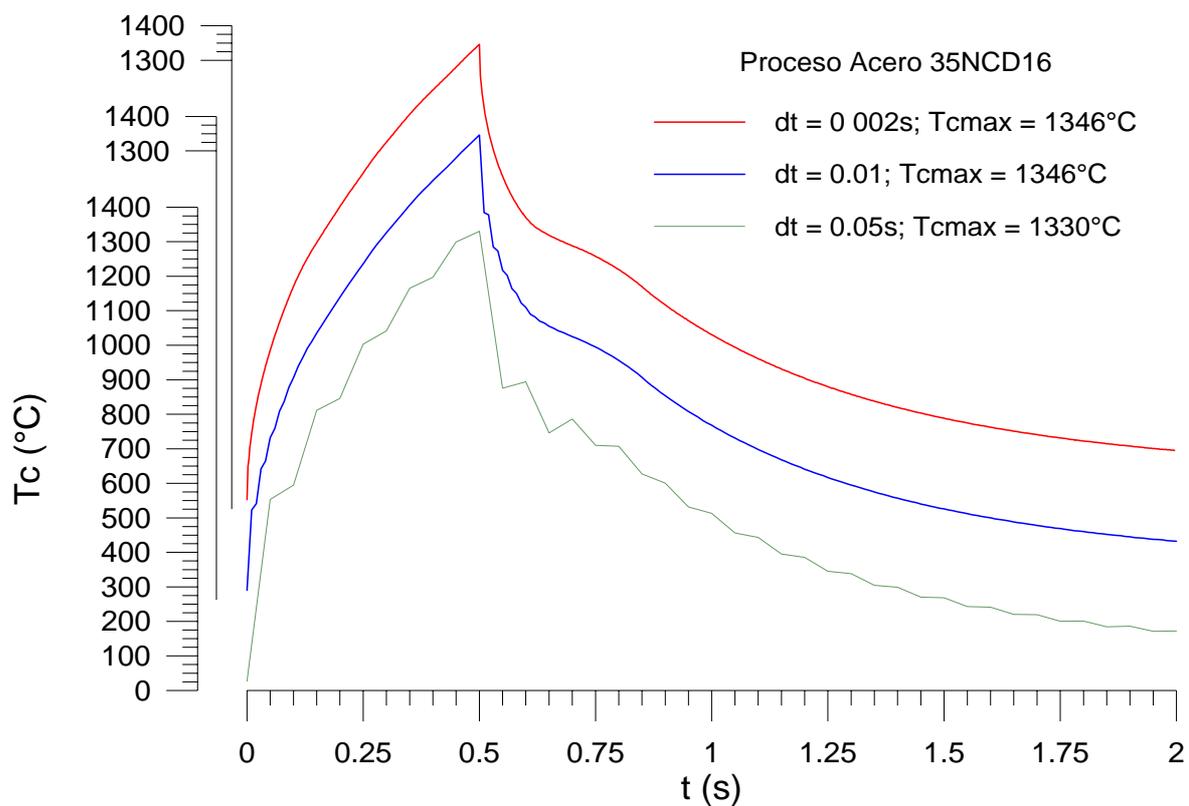


Figura 5.1.5. Ciclos térmicos del punto central del área de incidencia en la superficie de la probeta de acero 35NCD16 en simulaciones con tamaños de paso de tiempo distintos.

Tabla V.1.3. Parámetros del proceso de tratamiento superficial del vidrio B-270.

PARÁMETROS DEL PROCESO.	
Material	Vidrio B-270
Geometría de la probeta	Ortoédrica
Dimensiones de la probeta	21 x 21 x 10 mm
Densidad	2500 kg m ⁻³
Capacidad calorífica	1000 J kg ⁻¹ K ⁻¹
Conductividad térmica	= f (T): Figura 5.1.2
Temperatura inicial, T ₀	350°C
Absortividad	7.0 · 10 ⁴ m ⁻¹
Absortancia de la superficie	cte = 1
Distribución de intensidad	Cuadrada uniforme
Dimensiones del haz	9 x 9 mm
Intensidad del haz	1.88 · 10 ⁶ W m ⁻²
Velocidad haz - superficie	0 mm s ⁻¹
Duración del pulso, t _p	0.5 s
No se considera transmisión de calor por convección o radiación	

Tabla V.1.4. Características de la discretización espacial empleada.

Concepto	Número	Dimensión (mm)
Malla discretizada		10.5 x 10.5 x 10
Nº total de filas de elementos según el eje OX	7	
	7	1.5
Nº total de filas de elementos según el eje OY	7	
	7	1.5
Nº total de filas de elementos según el eje OZ	17	
	5	0.01
	4	0.05
	3	0.25
	4	1
	1	5

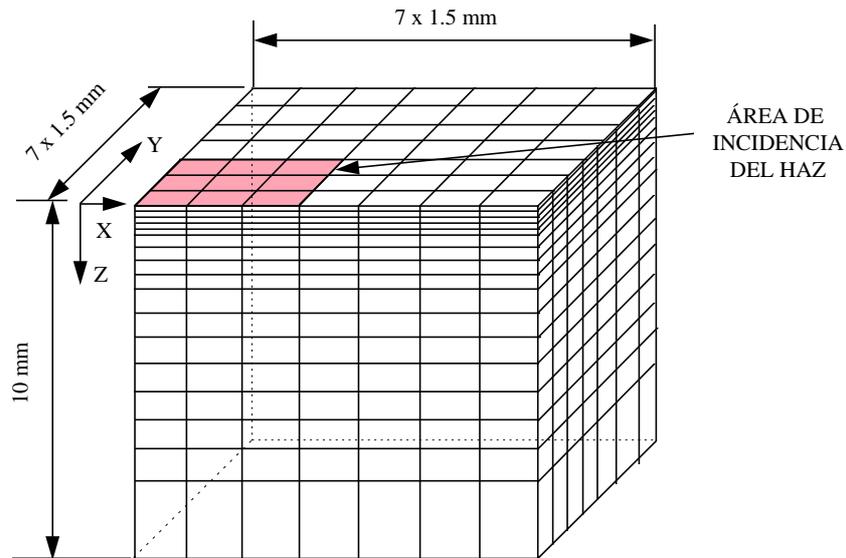


Figura 5.1.6. Esquema de la discretización espacial de la probeta de vidrio.

De nuevo la máxima temperatura, $T_{cMáx}$, se alcanza en el instante final del proceso, t_p y corresponde al punto central del área de incidencia en la superficie de la probeta. Los resultados adimensionalizados para la temperatura máxima alcanzada se representan en la Figura 5.1.7. Para este caso, la temperatura máxima obtenida vuelve a tender a un cierto valor límite, $T_{lím}$, conforme aumenta el número de pasos de la discretización temporal. Esta tendencia es menos rápida que en el proceso precedente del acero.

Según se muestra en la Figura 5.1.8, como en la batería de simulaciones anterior, vuelven a observarse dientes de sierra en los ciclos térmicos pertenecientes al punto que alcanza la máxima temperatura en el centro del área de incidencia del haz en la superficie de la probeta.

La convergencia de las soluciones obtenidas con los modelos desarrollados queda demostrada de manera práctica para materiales con diferentes propiedades termofísicas y para valores típicos de los procesos de tratamiento térmico superficial representativos de cada uno de ellos.

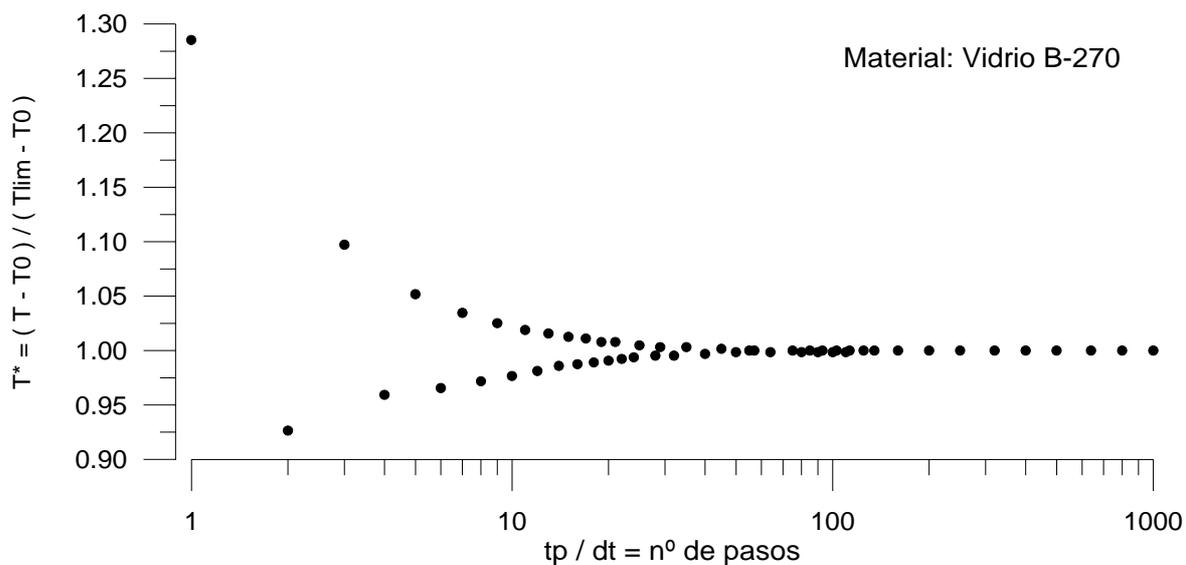


Figura 5.1.7. Convergencia de la temperatura máxima alcanzada en la superficie de la probeta de vidrio B-270.

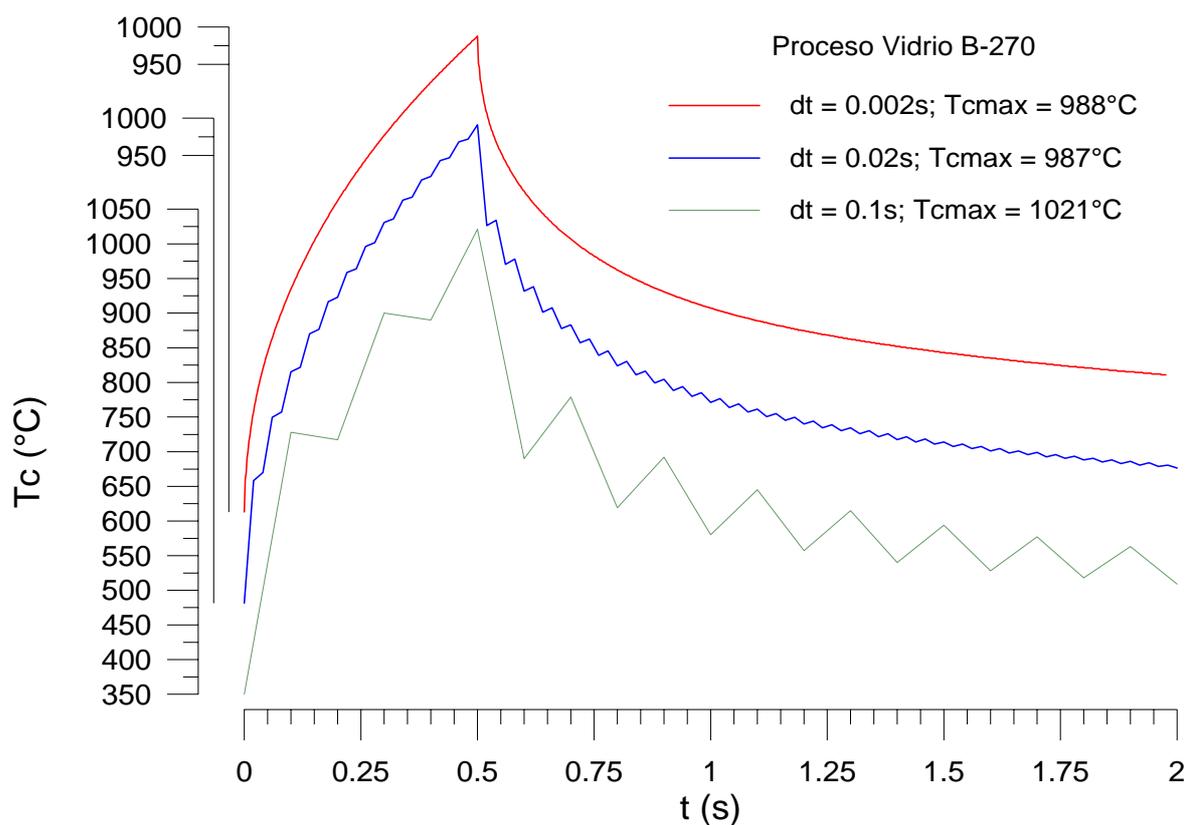


Figura 5.1.8. Ciclos térmicos del punto central del cuadrado de la superficie de la probeta de vidrio B-270 en simulaciones con tamaños de paso de tiempo distintos.

5.1.2. ESTABILIDAD.

La estabilidad es una propiedad de métodos de elementos finitos empleados para la resolución de las ecuaciones en derivadas parciales, que consiste en que el resultado obtenido no exceda de una determinada cota superior ante una pequeña amplificación de cualquier dato de entrada o parámetro inicial.

Se demuestra que el esquema empleado, el de Crank-Nicholson, en el que el parámetro de integración temporal τ toma el valor 0.5, es estable para cualquier valor de $\Delta t / (\Delta q)^2$ [RICHTMYER 1967, DAHLQUIST 1974] y converge con un error de discretización $O[(\Delta t)^2 + (\Delta q)^2]$, siendo q una variable espacial genérica [CARNAHAN 1979].

Ya que queda demostrada de manera teórica, no se lleva a cabo un análisis específico de la estabilidad de los códigos numéricos para los parámetros de los procesos de tratamiento térmico superficial en diversos materiales. En cualquier caso, en ninguna de las simulaciones realizadas se han obtenido resultados que puedan considerarse indicio de inestabilidad con respecto a alguno de los parámetros de los procesos.

5.1.3. PRECISIÓN DE LOS CÓDIGOS DE CÁLCULO.

El objetivo es determinar la precisión de los modelos en la predicción y caracterización de los procesos de tratamiento superficial de materiales con láser. Esta tarea se divide en tres partes.

En primer lugar, se analiza la influencia de la discretización temporal y espacial considerada en los resultados de las simulaciones de los procesos de dos casos típicos. En segundo lugar, se realiza una comparación de las soluciones obtenidas mediante el código bidimensional con las de un modelo analítico desarrollado para un caso abordable analíticamente. En tercer lugar, se realiza una comparación de las soluciones obtenidas con el código tridimensional con un código numérico comercial de uso general.

5.1.3.1. INFLUENCIA DE LA DISCRETIZACIÓN TEMPORAL Y ESPACIAL.

El objetivo es determinar la influencia de la discretización temporal y espacial en los resultados de la modelización de procesos de tratamiento térmico superficial de materiales con láser. Para ello se han realizado dos baterías de simulaciones con el código tridimensional de procesos típicos de materiales de diferente naturaleza: un material metálico y otro no metálico. En cada simulación se modificará la discretización temporal o espacial considerada para determinar su influencia en los resultados.

El proceso modelizado es el analizado en la sección 5.1.1, que consiste en la incidencia estática de un haz láser con una distribución de intensidad rectangular uniforme sobre la superficie de la probeta del material correspondiente: acero 35NCD16 y vidrio B-270.

i) Influencia de la discretización temporal.

Se llevan a cabo dos baterías de simulaciones en las que se modifica el tamaño del intervalo temporal de discretización. Los materiales escogidos para cada batería de simulaciones son el acero 35NCD16 y el vidrio B-270. Los parámetros de proceso y las características de la discretización espacial de las simulaciones para cada batería se muestran en las Tablas V.1.1 - V.1.4, respectivamente.

Como resultado para el análisis comparativo, se considera la temperatura en el centro de la superficie de incidencia en la probeta. Como valor de referencia se toma T_{lim} , la temperatura obtenida para el tamaño del intervalo de tiempo menor (simulación con el mayor número de pasos de tiempo). Es importante señalar que los resultados de las temperaturas se obtienen como valores enteros. Este formato se considera suficiente como resultado en un caso práctico. En las Figuras 5.1.9 y 5.1.10 se representan gráficamente las discrepancias o errores absolutos, $\varepsilon = |T_{C_{Max}} - T_{lim}|$, obtenidos en los resultados de las simulaciones para los procesos de acero y vidrio, en función del tamaño del intervalo de tiempo, respectivamente.

Se observa que, verificando la convergencia del modelo, el error disminuye conforme se van considerando tamaños para el intervalo de tiempo de discretización más pequeños.

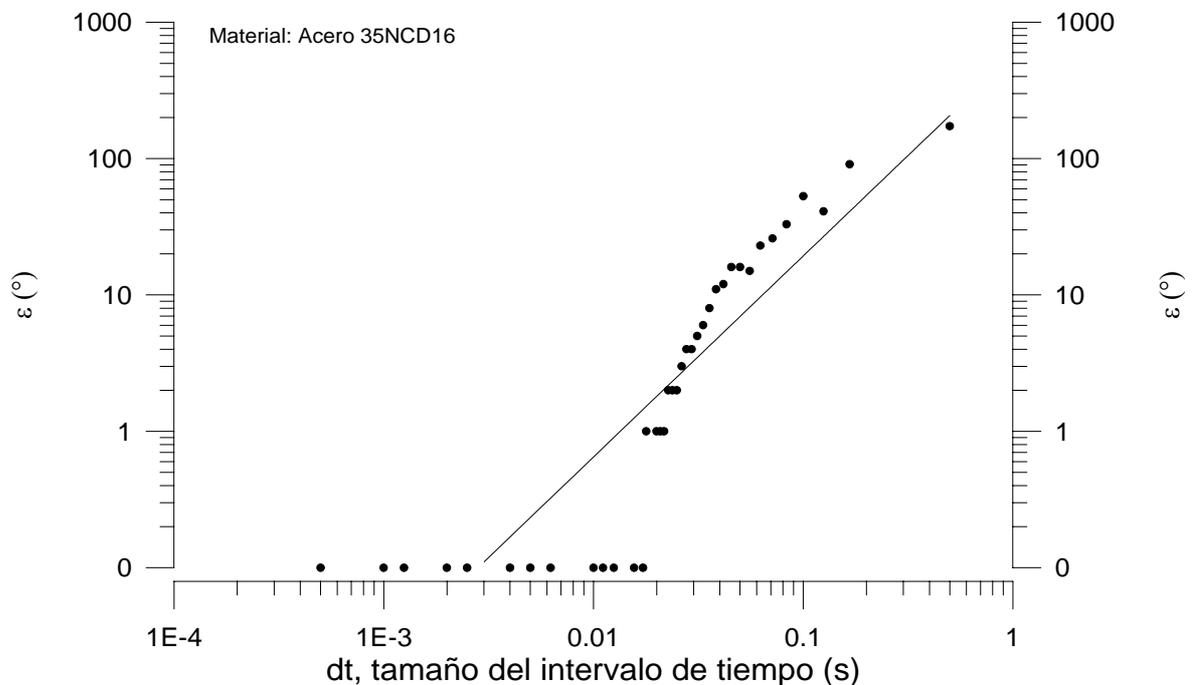


Figura 5.1.9. Error en la temperatura máxima obtenida en la simulación en función del tamaño del intervalo de la discretización temporal.

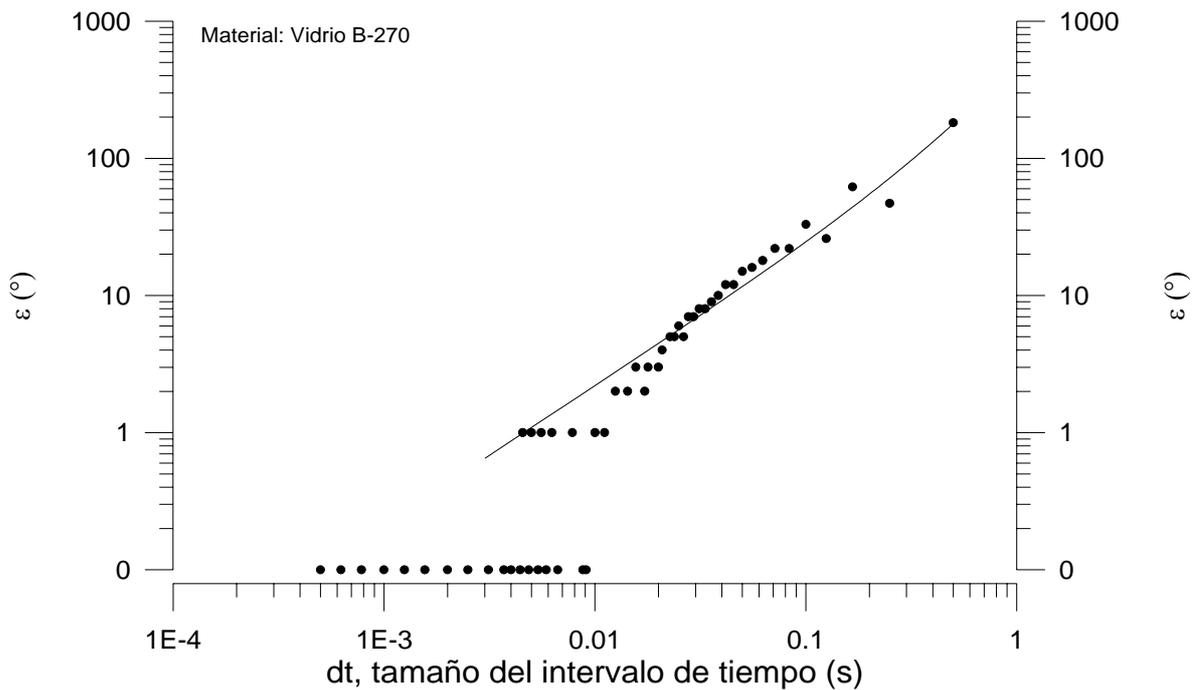


Figura 5.1.10. Error en la temperatura máxima obtenida en la simulación en función del tamaño del intervalo de la discretización temporal.

Un resultado práctico de este análisis, es la determinación del orden de magnitud del tamaño del intervalo de tiempo en la discretización temporal a utilizar en las simulaciones de los procesos correspondientes. Si se considera 1° como error absoluto límite (error más que aceptable como resultado de la simulación de un caso práctico), el valor máximo para el tamaño del intervalo de tiempo es de, aproximadamente, 0.02 segundos para el proceso del acero, y 0.01 para el proceso del vidrio.

ii) Influencia de la discretización espacial.

Se llevan a cabo dos baterías de simulaciones en las que se modifica el tamaño del intervalo de discretización espacial. A pesar de utilizarse el modelo tridimensional y debido a las simetrías del proceso, las modificaciones en la discretización espacial de la malla se realizan de dos maneras únicamente. En primer lugar, modificando simultáneamente el tamaño del intervalo espacial según los eje OX y OY. Estos ejes son los contenidos en el plano definido por la superficie de incidencia del haz. En segundo lugar, modificando la discretización espacial según el eje OZ (eje perpendicular al plano de la superficie de incidencia).

De nuevo, los materiales escogidos para el análisis son el acero 35NCD16 y el vidrio B-270. Los parámetros de cada proceso se muestran en las Tablas V.1.1. y V.1.3, respectivamente. Las características de la discretización espacial utilizada en cada simulación que no se modifican explícitamente, corresponden a las de las Tablas V.1.2. y V.1.4.

Como resultados para el análisis comparativo se consideran dos valores de las temperaturas alcanzadas en la probeta: la temperatura en el centro del área de incidencia en la superficie de la probeta y la máxima temperatura alcanzada en la probeta. El motivo de tomar estos dos valores reside en que, para valores grandes en el tamaño de la discretización según los ejes OX y OY, la temperatura máxima no se obtiene en el centro del área de incidencia del haz en la superficie, según se muestra en la gráfica superior izquierda de la Figura 5.1.11.

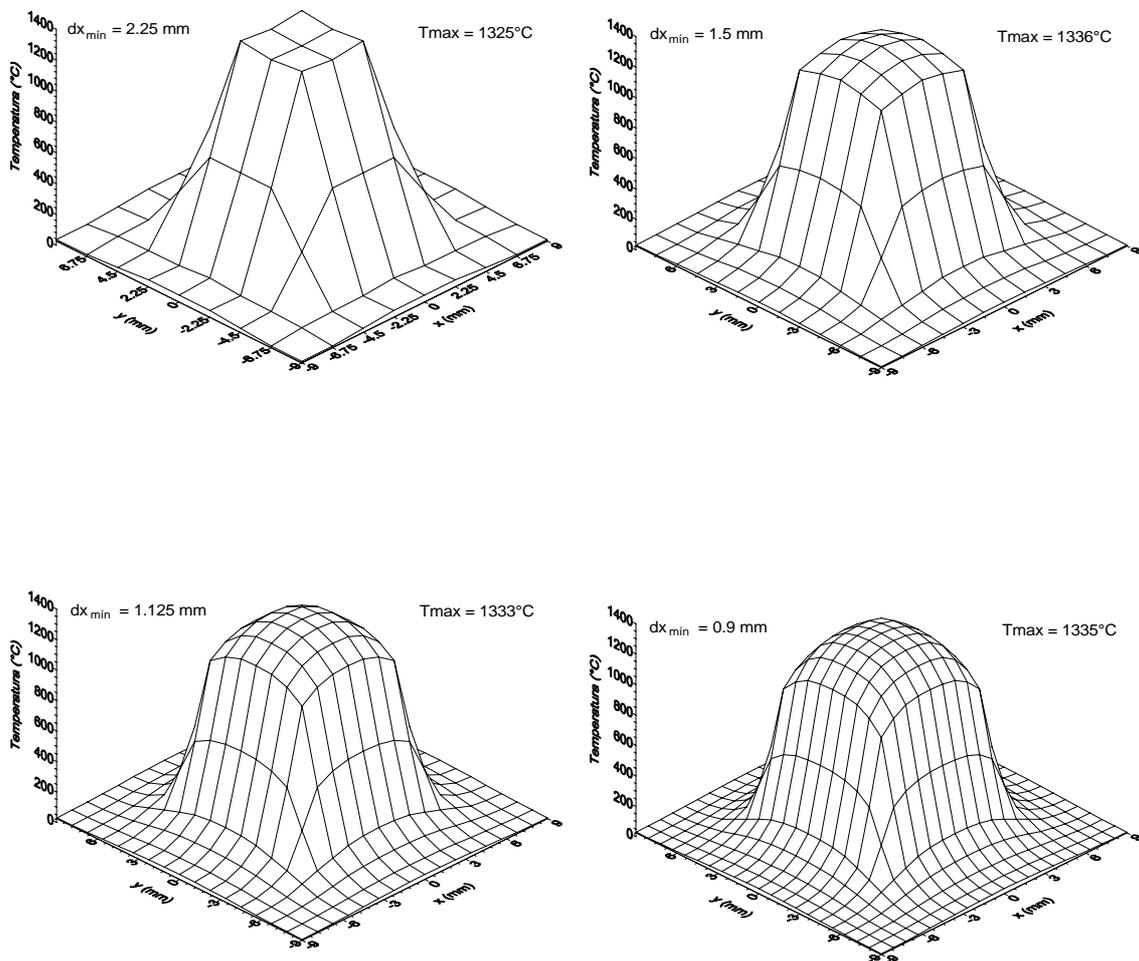


Figura 5.1.11. Campos térmicos en la superficie de la probeta de acero 35NCD16 en el instante final del proceso para distintos valores del tamaño de discretización espacial de la probeta según los ejes OX y OY.

Como valor de referencia en la determinación del error absoluto cometido, se considera la temperatura máxima, $T_{\text{lím}}$, obtenida en la simulación realizada con el tamaño

del intervalo de discretización espacial menor. En las Figuras 5.1.12 y 5.1.13 se representan gráficamente las discrepancias o errores obtenidos en los resultados de las simulaciones para ambos materiales en función del tamaño del intervalo de discretización espacial para el acero 35NCD16.

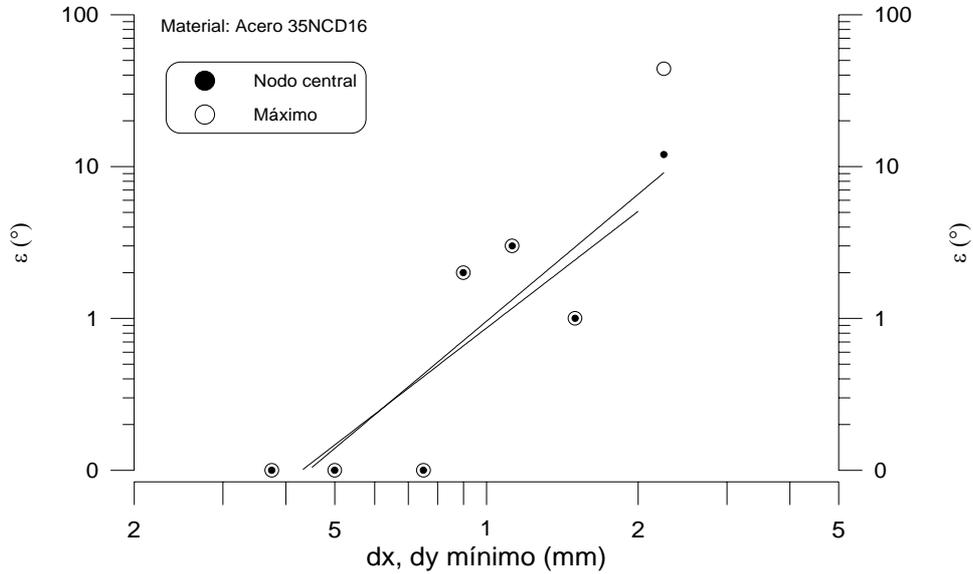


Figura 5.1.12. Error en la temperatura máxima obtenida en la simulación en función del tamaño del intervalo de discretización espacial según los ejes OX y OY.

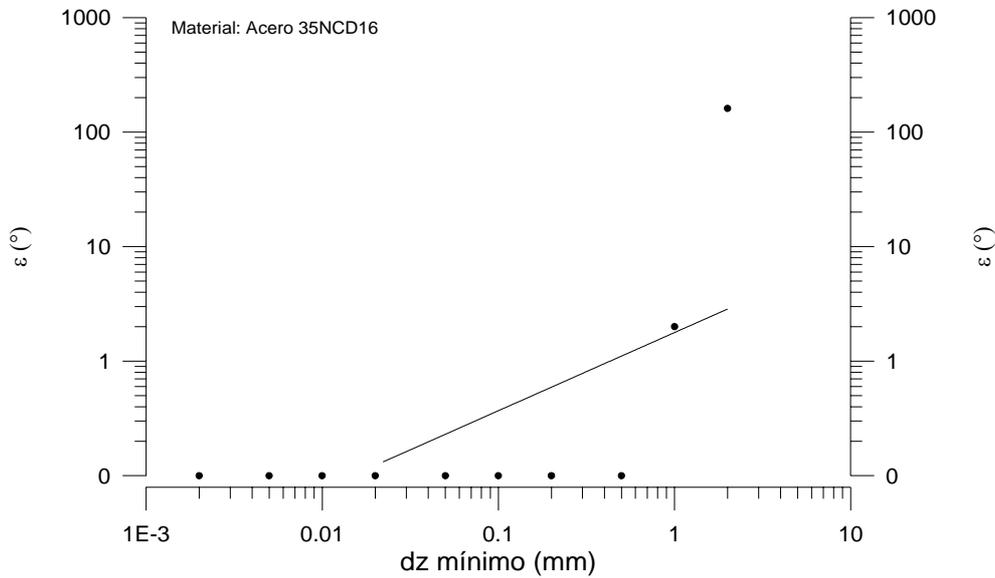


Figura 5.1.13. Error en la temperatura máxima obtenida en la simulación en función del tamaño del intervalo de discretización temporal según el eje OZ.

En las Figuras 5.1.14 y 5.1.15 se representan gráficamente las discrepancias o errores obtenidos en los resultados de las simulaciones para ambos materiales en función del tamaño del intervalo de discretización espacial para el vidrio B-270.

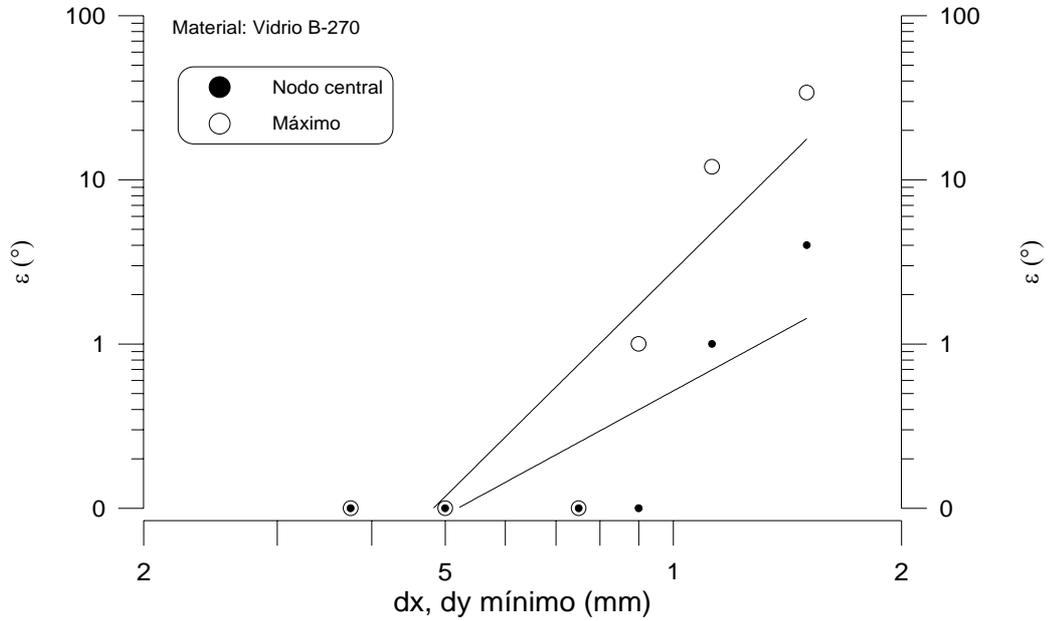


Figura 5.1.14. Error en la temperatura máxima obtenida en la simulación en función del tamaño del intervalo de discretización espacial según los ejes OX y OY.

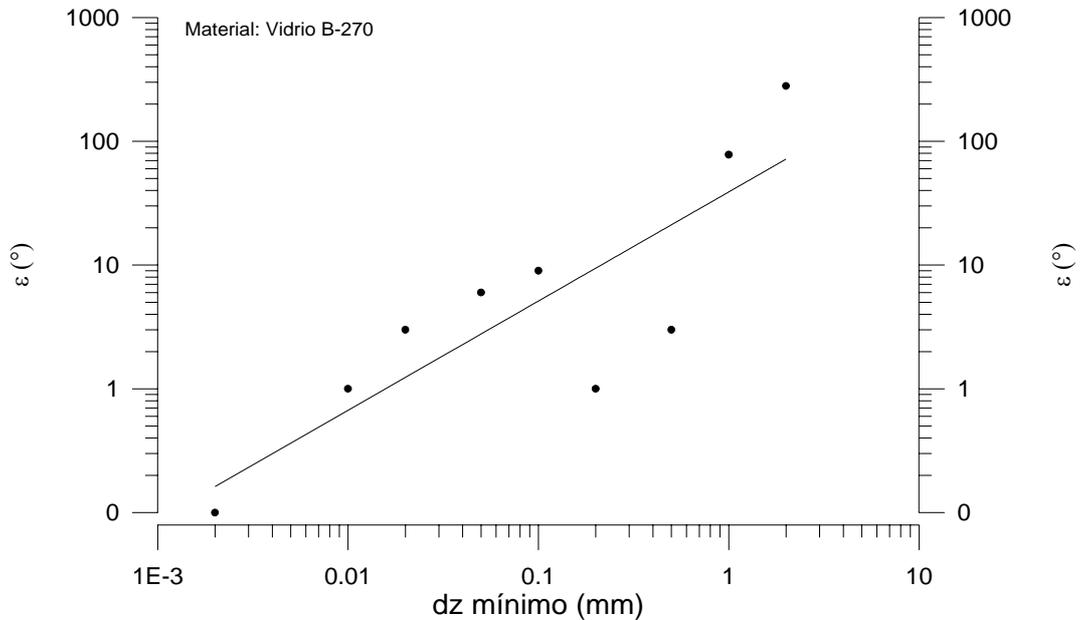


Figura 5.1.15. Error en la temperatura máxima obtenida en la simulación en función del tamaño del intervalo de discretización temporal según el eje OZ.

A la vista de los resultados, es interesante observar que el error absoluto disminuye conforme se consideran tamaños para los intervalos de discretización espacial más pequeños.

Un resultado práctico de este análisis es la determinación de los tamaños de los intervalos de discretización espacial apropiados para las simulaciones de los procesos correspondientes a cada tipo de material. En la Tabla V.1.5 se indican los tamaños de discretización máximo a emplear según cada eje, para una discrepancia menor o igual a 1° en la temperatura máxima obtenida.

Tabla V.1.5. Tamaños de discretización espacial según los ejes correspondientes para la obtención de un error absoluto menor o igual a 1° en la temperatura máxima resultante.

Proceso	Discretización aproximada en mm según	
	OX - OY	OZ
Acero 35NCD16	1	1
Vidrio	0.75	0.01

En el caso del vidrio, el valor máximo obtenido para la discretización espacial según el eje OZ tan reducido (0.01 mm), se debe al efecto de la absorción del material, cuyo valor no es despreciable en este material, en el sentido de que la absorción de la intensidad no tiene porqué realizarse en todas las simulaciones en los elementos de volumen de la probeta correspondientes a la superficie de incidencia. Por consiguiente, en este caso la discretización espacial según el eje OZ tiene mayor importancia ya que, puede implicar la modificación de las condiciones de contorno del proceso (la intensidad se absorberá o no en elementos de volumen interiores dependiendo de la dimensión según el eje OZ de los elementos de volumen), y su posterior efecto en los resultados.

5.1.3.1. COMPARACIÓN DEL CÓDIGO NUMÉRICO BIDIMENSIONAL CON UN MODELO ANALÍTICO.

Se lleva a cabo la comparación de los resultados obtenidos con el modelo numérico bidimensional con la solución analítica dada por Carslaw-Jaeger [CARSLAW 1959] para el caso estacionario de una fuente tipo franja infinita determinada por $-b < x < b$, $-\infty < y < \infty$ en el plano $z = 0$. Siendo q la intensidad de energía absorbida por unidad de área y tiempo, y moviéndose el medio material con una velocidad relativa v en la dirección del eje OX, la expresión que da el aumento de temperatura en el medio infinito es:

$$T = \frac{q}{2\pi\kappa} \int_{-b}^b e^{v(x-x')/2\chi} K_0\left(\frac{v\sqrt{(x-x')^2 + z^2}}{2\chi}\right) dx' \quad (5.1.1)$$

donde κ es la conductividad térmica del material, χ es su difusividad térmica y K_0 es la función de Bessel modificada de segunda especie de orden cero. Si se introducen las coordenadas adimensionales:

$$X = \frac{vx}{2\chi} \quad ; \quad Z = \frac{vz}{2\chi} \quad ; \quad B = \frac{vb}{2\chi} \quad (5.1.2)$$

la expresión queda:

$$T = \frac{\chi q}{\pi\kappa v} \int_{X-B}^{X+B} e^u K_0(\sqrt{Z^2 + u^2}) du \quad (5.1.3)$$

En el caso de un sólido semiinfinito ($z \geq 0$), la temperatura es exactamente el doble de lo expresado anteriormente:

$$T = \frac{2\chi q}{\pi\kappa v} \int_{X-B}^{X+B} e^u K_0(\sqrt{Z^2 + u^2}) du \quad (5.1.4)$$

Para la superficie ($z = 0$) esta integral puede calcularse utilizando la expresión

$$\int_0^a e^{\pm u} K_0(u) du = a e^{\pm a} (K_0(a) \pm K_1(a)) \mp 1 \quad (5.1.5)$$

Para valores no despreciables de la coordenada adimensional B, el valor máximo de temperatura se obtiene para $X \approx -B$, y es, aproximadamente, $2q b / \kappa \sqrt{\pi B}$. El programa fuente desarrollado para la implementación de este modelo analítico, con el objetivo de obtener las soluciones correspondientes al caso, se incluye en el apéndice D.

Los parámetros considerados en el proceso se muestran en la Tabla V.1.6. Debido a las limitaciones del modelo analítico, se considera un acero al carbono con propiedades termofísicas independientes de la temperatura.

Tabla V.1.6. Parámetros del proceso modelizado analítica y numéricamente.

PARÁMETROS DEL PROCESO.	
Material	Acero al carbono
Geometría de la probeta	Rectangular
Dimensiones de la probeta	50 x 40 mm
Densidad	7860 kg m ⁻³
Capacidad calorífica	600 J kg ⁻¹ K ⁻¹
Conductividad térmica	32 W m ⁻¹ K ⁻¹
Absortividad del material	$\approx \infty$ m ⁻¹
Absortancia de la superficie	1
Temperatura inicial, T ₀	27°C
Distribución de intensidad	Uniforme
Dimensiones del haz	10 mm
Intensidad del haz	10 ⁷ W m ⁻²
Velocidad relativa	10 mm s ⁻¹
Instante final del proceso	4 s
No se consideran pérdidas por convección - radiación	

Para la simulación del modelo numérico se han tomado los mismos parámetros de proceso y características del material, especificando unas dimensiones para la probeta lo suficientemente grandes para que puedan considerarse equivalentes, en la práctica, a la geometría semiinfinita del problema analítico, con el fin de que este particular no influya en la comparación de resultados. Así, el espesor de la probeta bidimensional es de 40 mm y su longitud es de 50 mm. Los valores de la discretización temporal y espacial se exponen en la Tabla V.1.7.

En la Figura 5.1.9 se muestra un esquema del proceso simulado mediante los dos modelos, analítico y numérico, y de la discretización espacial de la malla bidimensional empleada en el modelo numéricos

Tabla V.1.7. Discretización temporal y espacial en el modelo numérico.

Concepto	Número	Dimensión (mm)
Tamaño del intervalo de tiempo discretizado	800	0.005 segundos
Probeta discretizada		50 x 40
Nº total de filas de elementos según el eje OX	200	
	200	0.25
Nº total de filas de elementos según el eje OZ	33	
	2	0.05
	3	0.1
	4	0.2
	6	0.4
	6	0.6
	6	0.8
	3	1
	2	5
	1	15

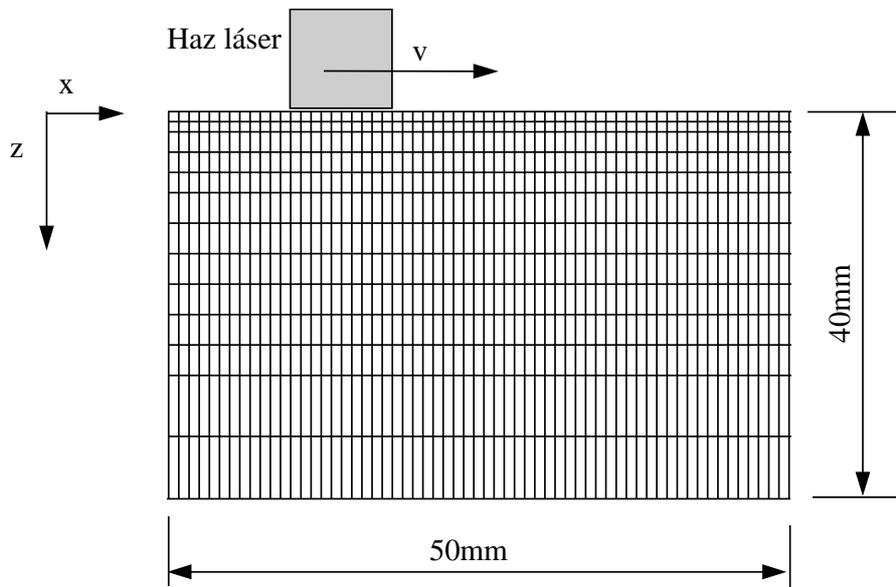


Figura 5.1.16. Esquema de la simulación numérica y de la discretización espacial del código bidimensional.

En la Figura 5.1.17 se representa gráficamente el incremento máximo de temperatura alcanzado en la probeta durante el curso del proceso, lo que demuestra el alcance del régimen estacionario en el proceso. Esta demostración es fundamental para la coherencia de la comparación, ya que en el modelo analítico se considera un caso estacionario.

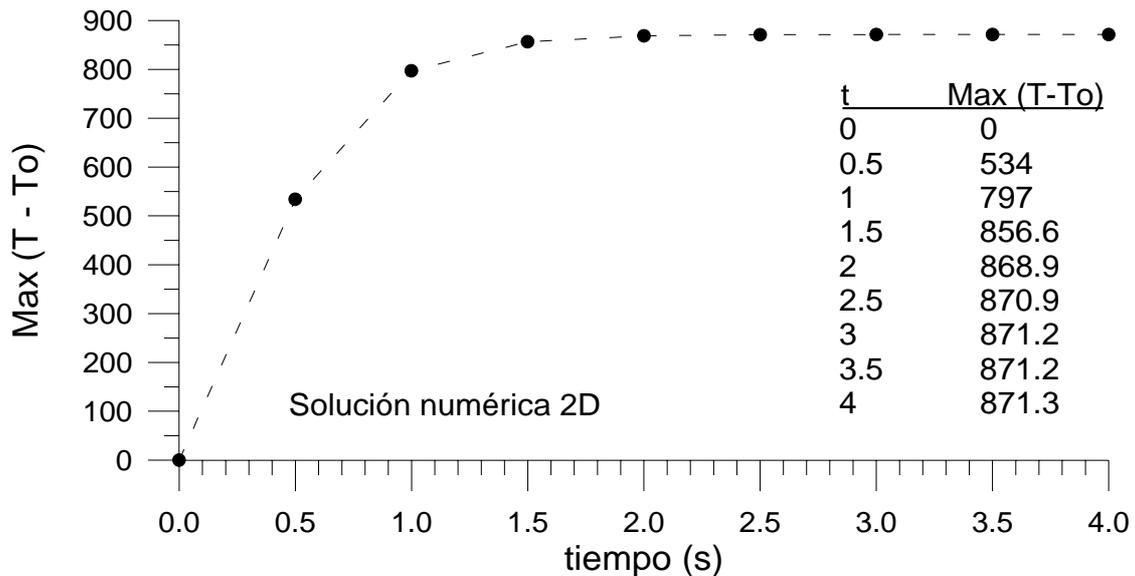


Figura 5.1.17. Puesta en evidencia del régimen estacionario con el modelo numérico.

En la Figura 5.1.18 se muestran los resultados obtenidos por el modelo analítico. Se representa el campo de incrementos de temperatura de la probeta hasta un espesor de 20 mm, profundidad para la cual el incremento de temperatura en la probeta es despreciable.

Correspondientemente, en la Figura 5.1.19 se representan los resultados obtenidos por el modelo numérico en el instante $t = 4s$, cuando el proceso ya ha alcanzado un régimen estacionario. También en este caso, la representación gráfica del campo de incrementos de temperatura se trunca en $z = 20$ mm.

La Figura 5.20 compara los incrementos de temperatura obtenidos por ambos modelos en distintos puntos pertenecientes al eje perpendicular a la superficie que pasa por el punto de máxima temperatura en un instante determinado del proceso.

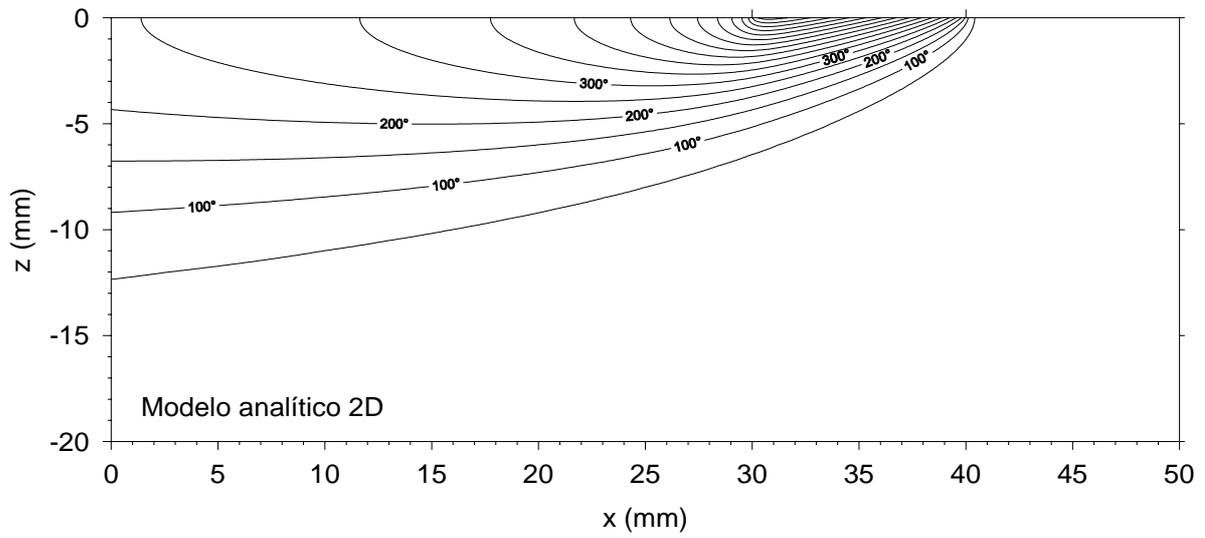


Figura 5.1.18. Campo de incrementos de temperatura en una probeta de acero durante el tratamiento térmico realizado con un haz láser en movimiento obtenido con el modelo analítico bidimensional.

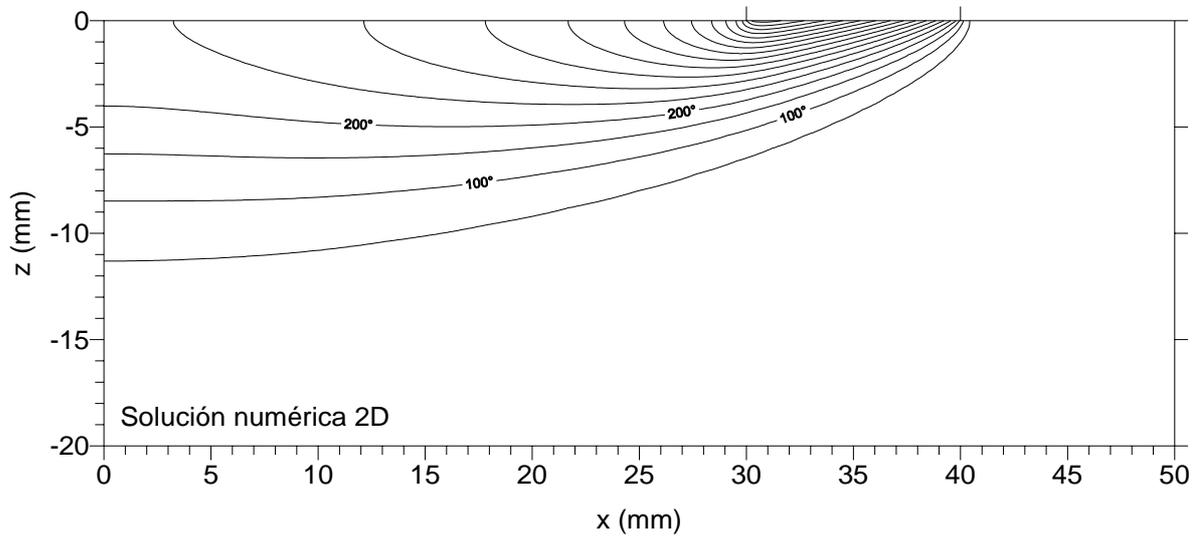


Figura 5.1.19. Campo de incrementos de temperatura en una probeta de acero durante el tratamiento térmico realizado con un haz láser en movimiento obtenido con el modelo numérico bidimensional.

En la Figura 5.1.20 se representa gráficamente la comparación de los incrementos de temperatura, obtenidos en puntos de la probeta pertenecientes a la recta paralela al eje OZ que pasa por el nodo de la superficie de máximo calentamiento, para los modelos analítico y numérico una vez alcanzado el régimen estacionario.

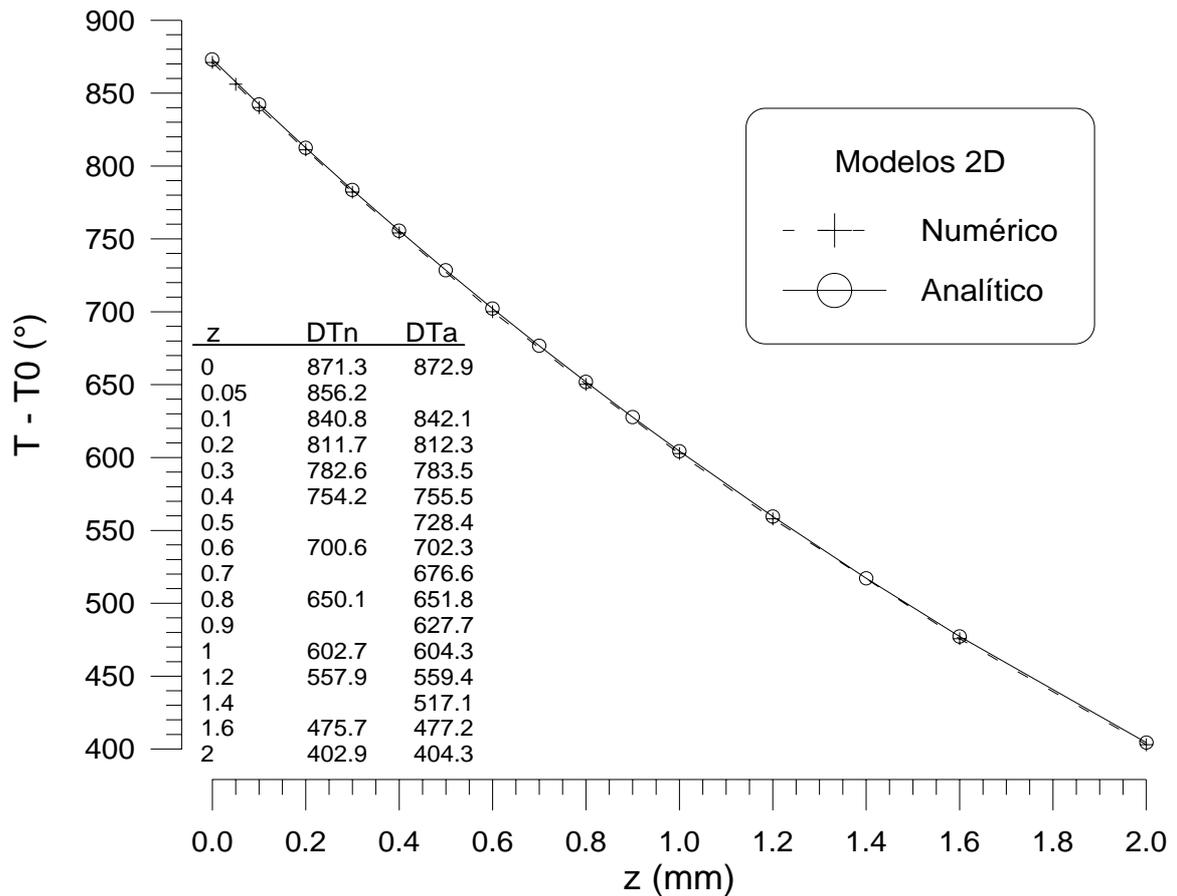


Figura 5.1.20. Comparación de los resultados obtenidos con los modelos analítico y numérico.

Según muestra la Figura 5.1.20, la máxima diferencia absoluta entre las temperaturas obtenidas a diferentes profundidades no sobrepasa 2°C en ninguno de los casos, lo que da una diferencia porcentual menor del 0.5%. Esto pone en evidencia la precisión del modelo numérico empleado.

En segundo lugar, y a la vista de la comparación de los resultados obtenidos, se vuelve a confirmar la existencia del régimen estacionario en el proceso simulado con el código numérico.

5.1.3.2. COMPARACIÓN DEL CÓDIGO NUMÉRICO TRIDIMENSIONAL CON EL CÓDIGO NUMÉRICO DE USO GENERAL ANSYS.

En esta sección se lleva a cabo una comparación entre los resultados obtenidos por dos códigos de cálculo numérico tridimensional. Uno de ellos es el del modelo desarrollado específicamente para la simulación de procesos de tratamiento térmico superficial *TEMPLUM* y el otro es el código de cálculo numérico comercial de uso general *ANSYS*. Para ello se ha elegido un proceso de tratamiento térmico de acero 35NCD16 mediante el movimiento a velocidad uniforme de un haz de distribución transversal de intensidad de sección cuadrada y uniforme sobre la superficie de una probeta de geometría ortoédrica con propiedades termofísicas del material dependientes de la temperatura y absortancia de la superficie constante.

Con el fin de poder establecer las condiciones de proceso adecuadas en el código *ANSYS* se han definido las condiciones de contorno debidas a la intensidad del haz de manera equivalente a como se lleva a cabo esta tarea en el modelo *TEMPLUM*, es decir, según los algoritmos definidos en la sección 4.3.2.3.

Las simulaciones se realizan en ambos códigos numéricos con los parámetros de proceso indicados en la Tabla V.1.8. Se considera como material de proceso el acero 35NCD16, con propiedades termofísicas (capacidad calorífica y conductividad térmica) dependientes de la temperatura según muestra la Figura 5.1.1.

Tabla V.1.8. Parámetros del proceso modelizado.

PARÁMETROS DEL PROCESO.	
Material	Acero 35NCD16
Geometría de la probeta	Ortoédrica
Dimensiones de la probeta	60 x 40 x 30 mm
Densidad	7860 kg m ⁻³
Capacidad calorífica	= f (T): Figura 5.1.1
Conductividad térmica	= f (T): Figura 5.1.1
Absortividad del material	4.2 · 10 ⁷ m ⁻¹ (≈ ∞)
Absortancia de la superficie	Constante = 1
Temperatura inicial	27°C
Distribución de intensidad	Cuadrada uniforme
Dimensiones del haz	10 x 10 mm
Potencia	1035 W
Velocidad relativa	10 mm s ⁻¹
Instante final de proceso	4 s
No se consideran pérdidas por convección o radiación	

La discretización temporal y espacial utilizada en ambos modelos numéricos se especifica en la Tabla V.1.9. Por la simetría del proceso, se modela únicamente la mitad de la probeta, como se muestra esquemáticamente en la Figura 5.1.21, obteniéndose una malla con un total de 4800 elementos de volumen y 5929 nodos.

Tabla V.1.9. Discretización temporal y espacial en ambos modelos numéricos.

Concepto	Número	Dimensión
Intervalo de discretización temporal	400	0.01 segundos
Probeta modelizada		60 x 20 x 30 mm
Nº total de filas de elementos según el eje OX	48	
	48	1.25 mm
Nº total de filas de elementos según el eje OY	10	
	6	1 mm
	2	2 mm
	2	2 mm
Nº total de filas de elementos según el eje OZ	10	
	3	0.5 mm
	1	1 mm
	3	2.5 mm
	2	5 mm

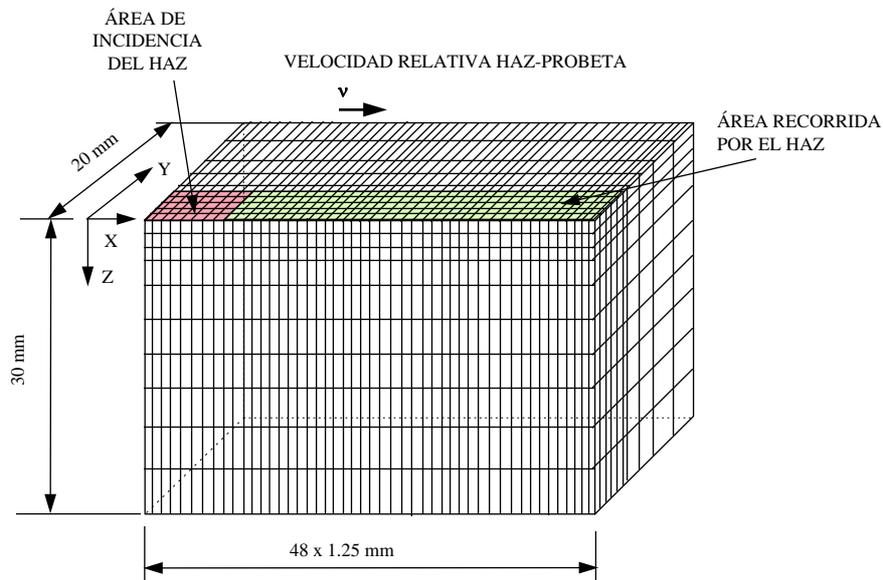


Figura 5.1.21. Esquema del proceso y de la discretización espacial de la malla.

Los resultados de los campos térmicos obtenidos con el código de cálculo ANSYS se muestran en las Figuras 5.1.21 - 23.

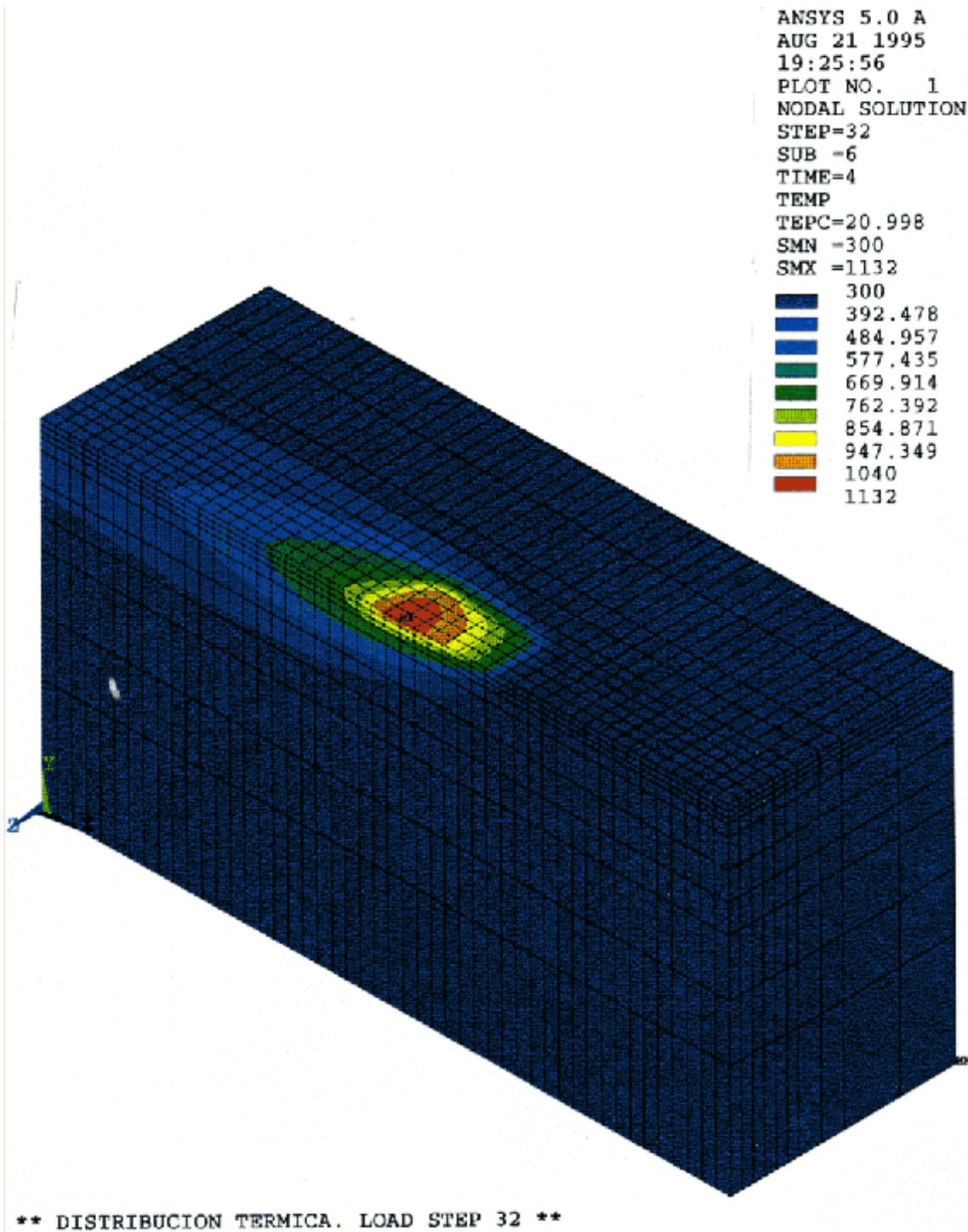


Figura 5.1.21. Campo térmico tridimensional resultado del código numérico ANSYS para el instante $t = 4s$.

ANSYS 5.0 A
AUG 21 1995
19:39:37
PLOT NO. 1
NODAL SOLUTION
STEP=32
SUB -6
TIME=4
TEMP
TEPC=20.864

SMN =300.005
SMX =1132
300.005
392.483
484.961
577.439
669.917
762.395
854.873
947.35
1040
1132

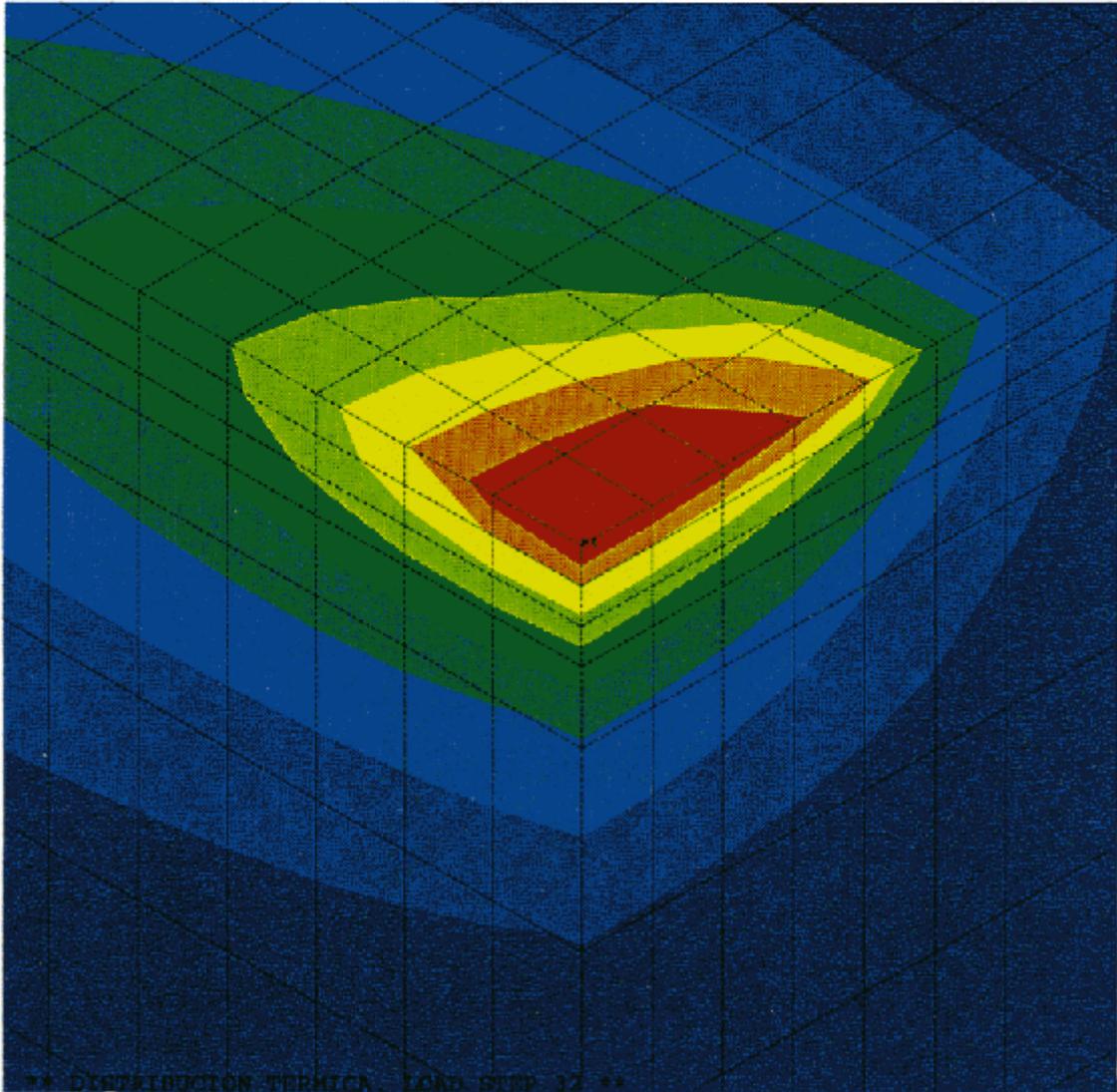
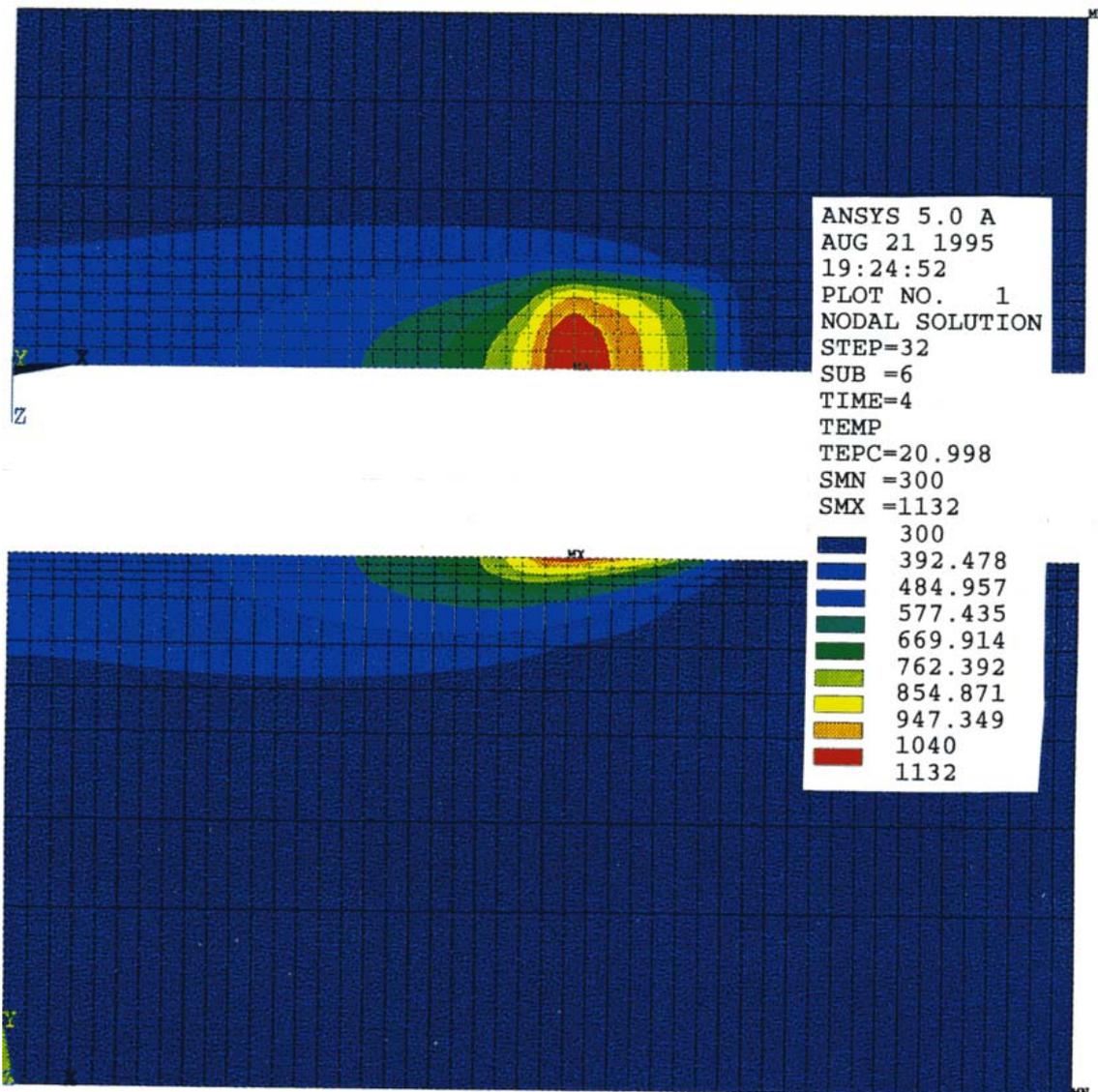


Figura 5.1.22. Detalle del campo térmico tridimensional resultado del código numérico ANSYS para el instante $t = 4s$.



** DISTRIBUCION TERMICA: LOAD STEP 32 **

Figura 5.1.23. Campos térmicos bidimensionales correspondientes a los planos $z = 0$ (en la parte superior de la figura) e $y = 0$ (parte inferior), obtenidos de la simulación con el código numérico ANSYS para el instante $t = 4$ s.

En la Figura 5.1.24 se representan los campos térmicos resultantes con el código TEMPLUM-3D.

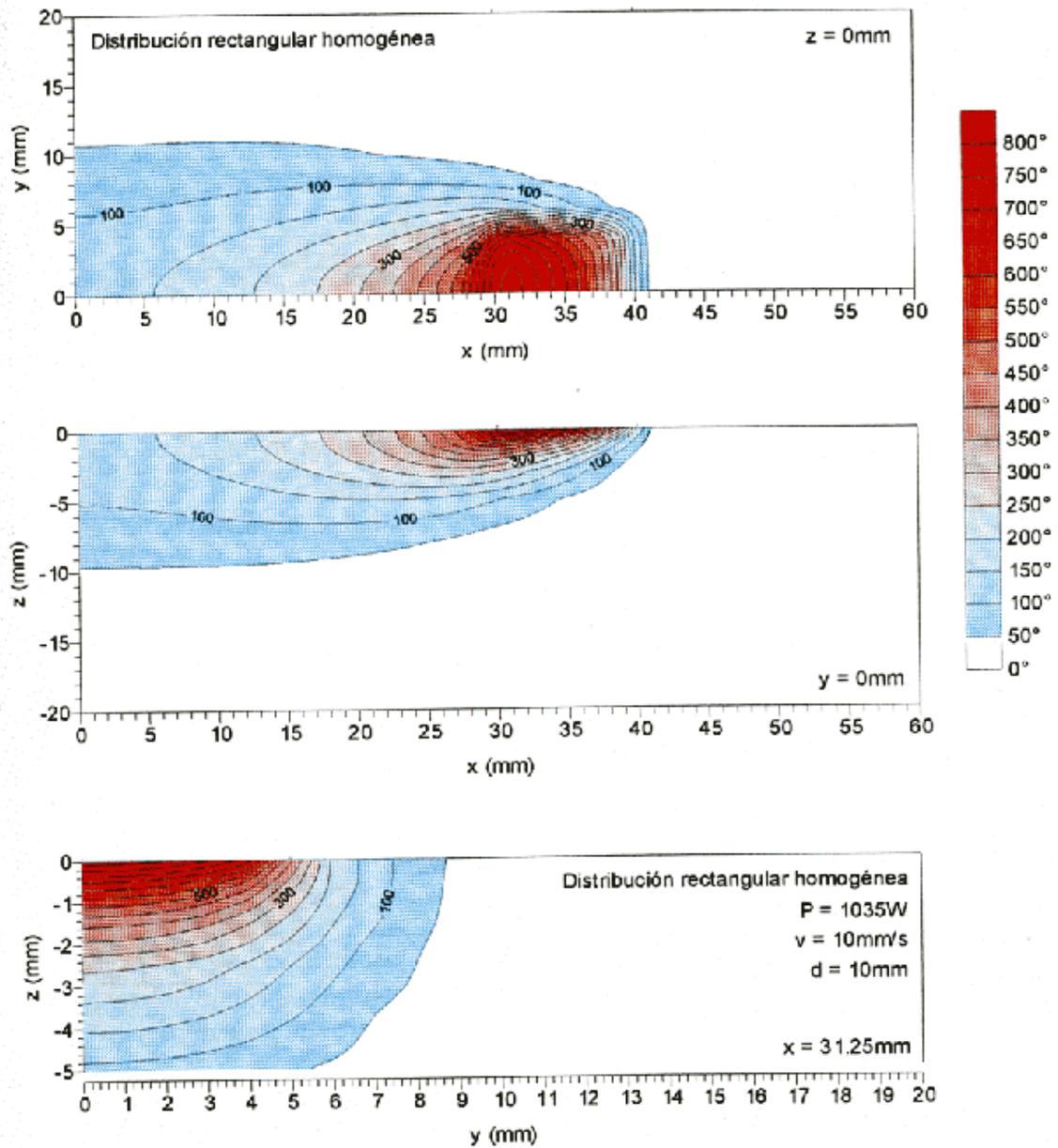


Figura 5.1.24. Campos térmicos bidimensionales obtenidos con el código numérico tridimensional TEMPLUM-3D.

En la Figura 5.1.25 se muestra la comparación de los resultados obtenidos en ambos códigos en términos a incrementos de temperatura alcanzados en puntos a distintas profundidades en las probetas de acero. Estos puntos de referencia se encuentran en el eje perpendicular a la superficie que pasa por el nodo de máximo incremento de temperatura en un instante determinado del proceso.

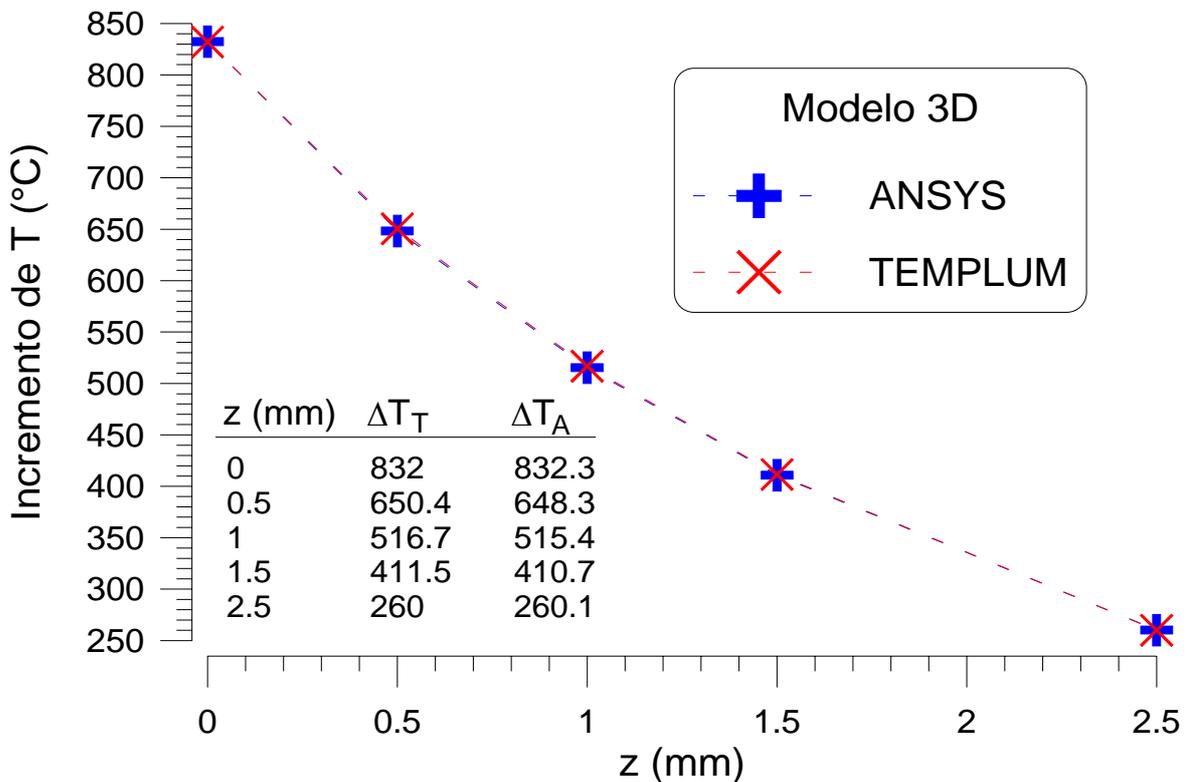


Figura 5.1.25. Resumen comparativo de resultados de los códigos numéricos.

Como se observa de la figura, los resultados obtenidos por ambos códigos numéricos son muy aproximados. Las diferencias absolutas no superan, en ningún caso, los 2°C, lo que equivale a una diferencia relativa menor del 0.5%.

La ventaja de utilizar el modelo TEMPLUM reside fundamentalmente en la disposición de los programas fuentes de los códigos de cálculo utilizados escritos en lenguaje de programación FORTRAN con lo que se posibilita cualquier mejora o adaptación necesaria. Además al no ser éstos códigos comerciales no hay restricciones en cuanto al uso o modificaciones realizadas. En cualquier caso y como se indica en el capítulo de líneas de futuro desarrollo, sería interesante un estudio más profundo de otros códigos de cálculo numérico contrastados, como es el caso del ANSYS, para analizar de forma más exhaustiva sus adaptabilidades y cualidades características con vistas a la simulación de procesos de tratamiento térmico superficial de materiales con láser.

5.1.4. ANÁLISIS DE LA SENSIBILIDAD DEL CÓDIGO PARA LOS DATOS DE ENTRADA.

El objetivo de esta sección es analizar la sensibilidad de los códigos empleados para los datos de entrada de las simulaciones de los procesos de tratamiento térmico superficial con láser. Los datos de entrada analizados se concretan en las propiedades termofísicas de los materiales y en los parámetros del proceso. Con este fin, se llevan a cabo simulaciones con el modelo bidimensional tomando diferentes valores para la capacidad calorífica a presión constante, la conductividad térmica, la intensidad incidente, el tamaño del haz y la velocidad de proceso. Los resultados se agrupan en cuatro series correspondientes a la capacidad calorífica, la conductividad térmica y la difusividad térmica del material y el tamaño del haz láser incidente, respectivamente.

Para cada uno de los grupos, en un primer análisis, se considera como dato de salida, la temperatura máxima alcanzada en la superficie durante el proceso cuando se alcanza el estado estacionario. En un segundo análisis, la velocidad de proceso se transforma en dato de salida de la simulación al considerarla como resultado de un tratamiento térmico superficial que pretende obtener una cierta temperatura, $A_{c3} = 915^{\circ}\text{C}$, a una cierta profundidad, 0.3 mm, que delimita una zona de máxima dureza (obtención del 100 % de austenita en el calentamiento) equivalente en todas las simulaciones.

Los procesos se llevan a cabo sobre una probeta de acero al carbono discretizada según especifica la Tabla V.1.10 con un haz de distribución de intensidad uniforme con velocidad constante sobre su superficie. No se consideran modificaciones en la geometría de la probeta debido a cambios de fase en las simulaciones en las que se supera la temperatura de fusión del material.

Tabla V.1.10. Parámetros del proceso modelizado.

PARÁMETROS DEL PROCESO.	
Material	Acero al carbono
Geometría de la probeta	Rectangular
Dimensiones de la probeta	60 x 20 mm
Densidad	7860 kg m^{-3}
Capacidad calorífica	Variable según simulación
Conductividad térmica	Variable según simulación
Temperatura inicial	27°C
Absortancia de la superficie	1
Distribución de intensidad	Uniforme
Intensidad incidente	Variable según simulación
Tamaño del haz según X	Variable según simulación
Velocidad de proceso	Variable según simulación

La discretización espacial empleada para todas las simulaciones de esta sección se especifica en la Tabla V.1.11, mientras que el proceso se esquematiza gráficamente en la Figura 5.1.26.

Tabla V.1.11. Parámetros del proceso y características de las simulaciones para el análisis de la sensibilidad de los códigos.

Concepto	Número	Dimensión
Intervalo de discretización espacial		0.01 segundos
Probeta modelizada		60 x 20 mm
Nº total de filas de elementos según el eje OX	120	
	120	0.5 mm
Nº total de filas de elementos según el eje OZ	17	
	6	0.1 mm
	3	0.2 mm
	2	0.4 mm
	3	1 mm
	3	5 mm

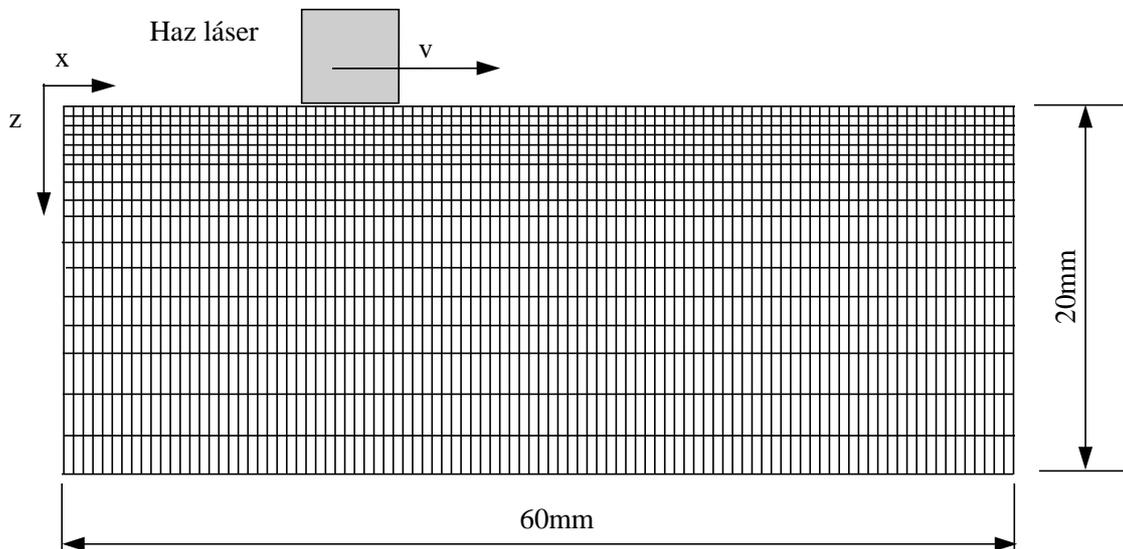


Figura 5.1.26. Esquema de la discretización espacial.

5.1.4.1. CAPACIDAD CALORÍFICA A PRESIÓN CONSTANTE DEL MATERIAL.

Se llevan a cabo simulaciones tomando diferentes valores para la capacidad calorífica a presión constante del material. Para los distintos grupos de simulaciones se toman valores constantes para la capacidad calorífica: 450, 740 y 800 J kg⁻¹ K⁻¹ y valores dependientes de la temperatura para la conductividad térmica según la Figura 5.1.1.

En la Figura 5.1.27 se muestran las temperaturas máximas alcanzadas para varias velocidades de proceso, una intensidad incidente de 1.2·10⁷ W m⁻² y un tamaño de haz láser incidente de 10 mm.

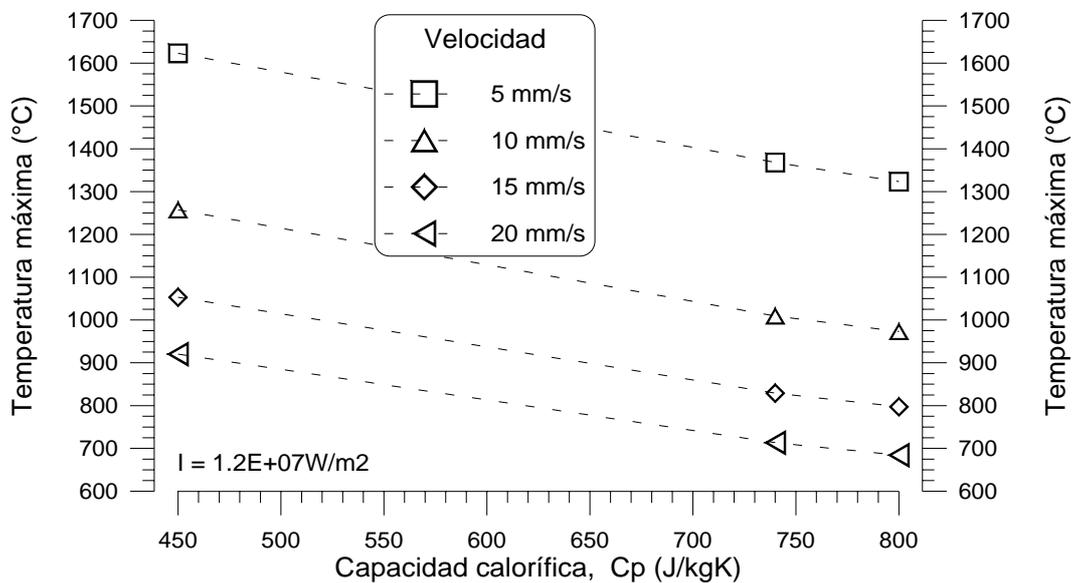


Figura 5.1.27. Temperatura máxima alcanzada en la superficie frente a capacidad calorífica del material para distintas velocidades de proceso.

Es interesante observar que, a igualdad de los demás parámetros, la temperatura máxima alcanzada decrece linealmente con la capacidad calorífica en el intervalo de trabajo analizado. Si se considera la expresión

$$\frac{\Delta T_{\text{Max}}}{T_{\text{Max}}} = a_v \frac{\Delta C_P}{C_P} \quad (5.1.6)$$

a_v toma los valores -0.32981 , -0.31257 , -0.29048 y -0.23765 para $v = 5, 10, 15$ y 20 mm/s respectivamente.

Asimismo se llevan a cabo otro grupo de simulaciones introduciendo una capacidad calorífica dependiente de la temperatura según los valores dados en la Figura 5.1.1.

El resultado de este grupo de simulaciones se muestra en la Figura 5.1.28. Además, se incluyen las máximas temperaturas obtenidas anteriormente para distintas capacidades caloríficas constantes en función de la velocidad de proceso. En este caso, resulta interesante observar que la temperatura máxima alcanzada es inversamente proporcional a la velocidad para el intervalo de trabajo analizado.

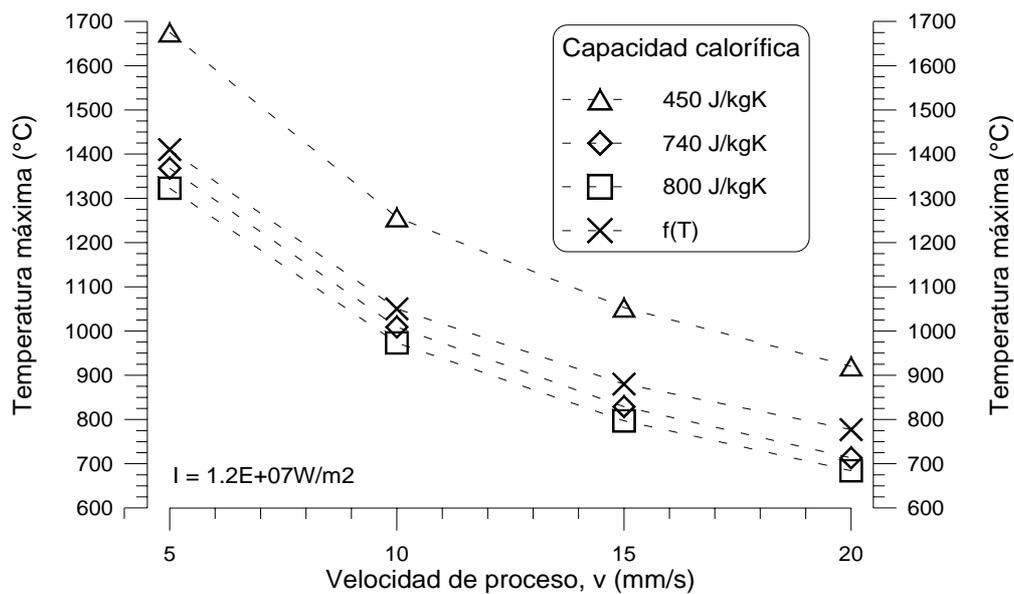


Figura 5.1.28. Temperatura máxima alcanzada en la superficie frente a velocidad de proceso para distintos valores de la capacidad calorífica.

Los resultados del segundo análisis (velocidad de proceso como dato de salida) se muestran en la Figura 5.1.29 para distintas intensidades. Las líneas discontinuas unen los resultados obtenidos para los valores de la capacidad calorífica independientes de la temperatura.

Los valores hallados para la capacidad calorífica dependiente de la temperatura ,se representan para una capacidad calorífica *media* de $740 \text{ J kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$, evaluada para el ciclo térmico de un nodo de la superficie cuando se alcanza el estado estacionario. Se observa que la velocidad de proceso es algo mayor en este caso que en el de la correspondiente capacidad calorífica constante.

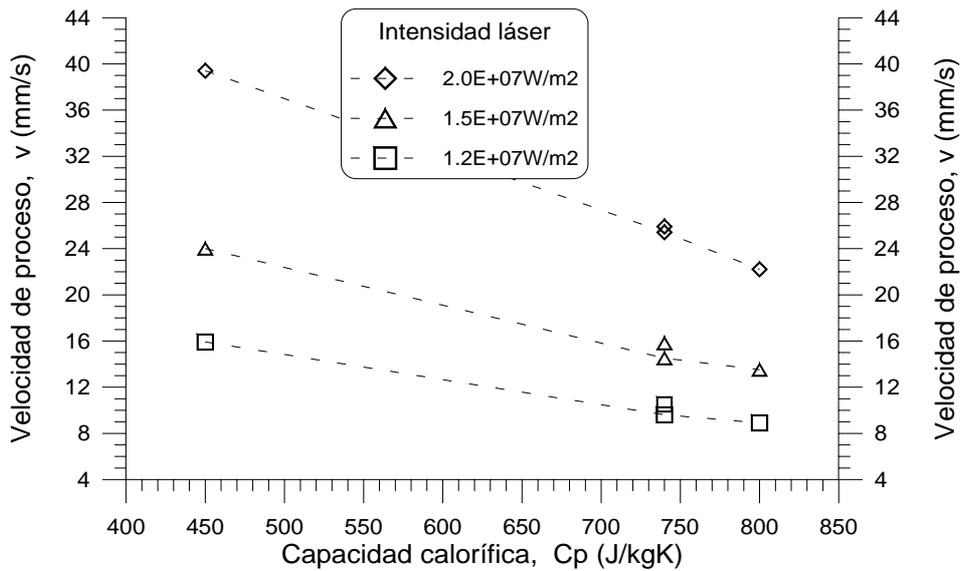


Figura 5.1.29. Velocidades de proceso frente a capacidad calorífica para distintas intensidades.

La velocidad de proceso decrece linealmente con la capacidad calorífica. Si se considera la expresión:

$$\frac{\Delta v}{v} = a_1 \frac{\Delta C_p}{C_p} \quad (5.1.7)$$

a_1 toma los valores -0.56604 , -0.56250 y -0.56127 para las intensidades incidentes $I = 1.2, 1.5$ y $2 \cdot 10^7 \text{ W m}^{-2}$, respectivamente.

5.1.4.2. CONDUCTIVIDAD TÉRMICA DEL MATERIAL.

Se llevan a cabo simulaciones tomando diferentes valores para la conductividad térmica del material. Para los tres primeros grupos de simulaciones se toman valores constantes para la conductividad térmica del material: 25, 33 y 40 $\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$ y para el cuarto grupo una conductividad térmica dependiente de la temperatura. En todos los casos la capacidad calorífica es ahora dependiente de la temperatura del material según los valores mostrados en la Figura 5.1.1.

En la Figura 5.1.30 se muestran las temperaturas máximas alcanzadas para varias velocidades de proceso, una intensidad incidente de $1.2 \cdot 10^7 \text{ W m}^{-2}$ y un tamaño de haz de 10 mm. Se observa que, a igualdad de los demás parámetros, la temperatura máxima alcanzada decrece casi linealmente con la conductividad térmica del material.

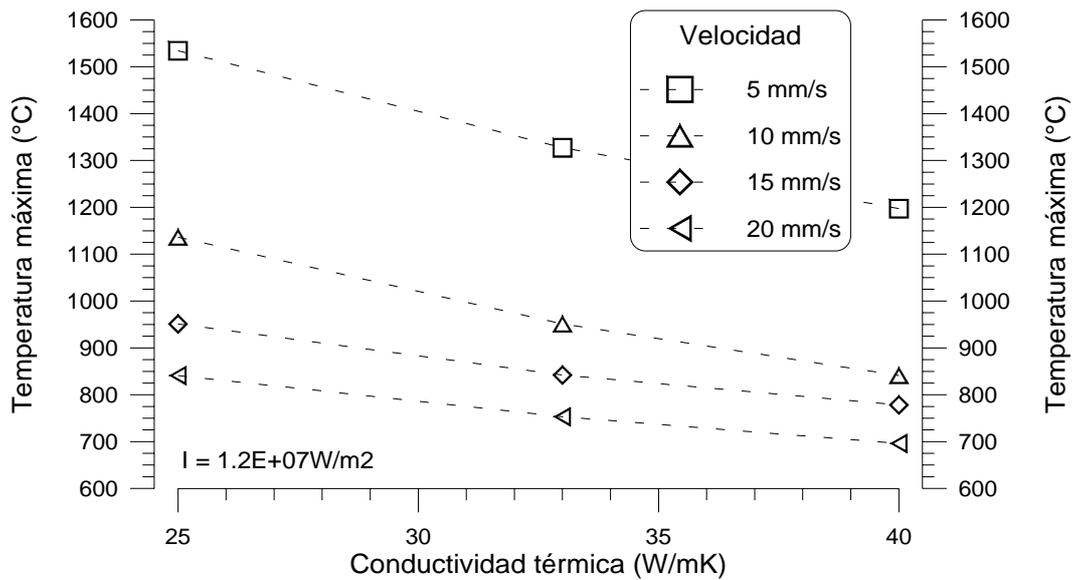


Figura 5.1.30. Temperatura máxima alcanzada en la superficie frente a conductividad térmica del material constante para distintos valores de la velocidad de proceso.

Asimismo, se llevan a cabo otro grupo de simulaciones introduciendo una conductividad térmica dependiente de la temperatura. El resultado se muestra en la Figura 5.1.31, incluyendo los resultados obtenidos anteriormente para distintas conductividades térmicas constantes.

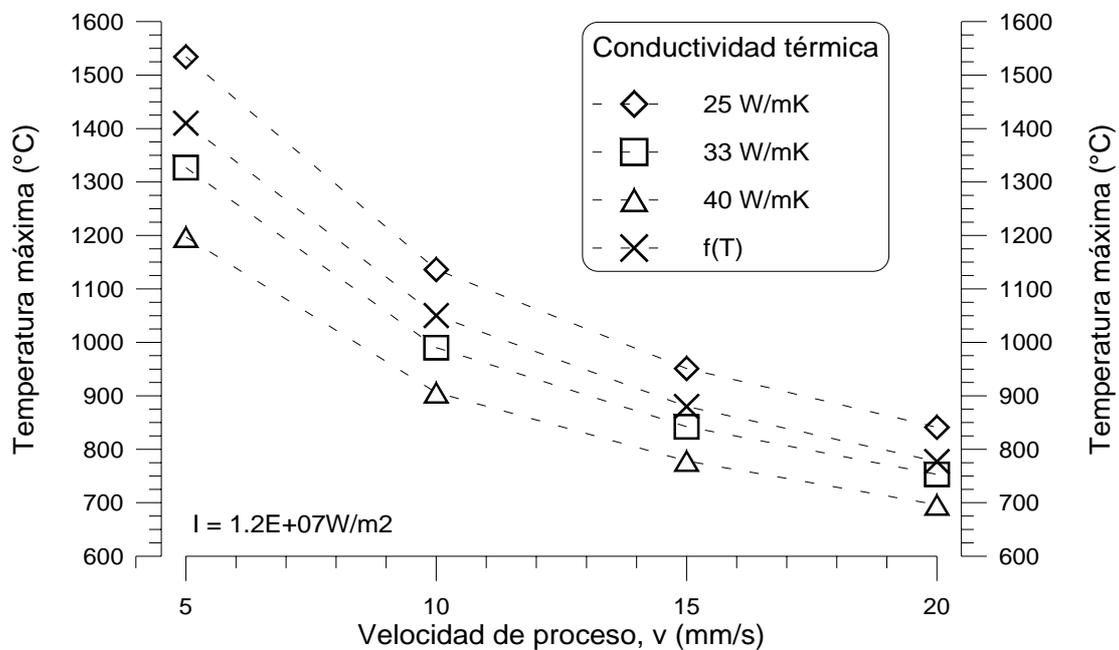


Figura 5.1.31. Temperatura máxima alcanzada en la superficie frente a velocidad de proceso para valores distintos de la conductividad térmica.

En este caso, la temperatura máxima obtenida vuelve a ser inversamente proporcional a la velocidad de proceso para cualquiera de los valores tomados de la conductividad térmica del material.

Los resultados del segundo análisis para distintas intensidades, tomando la velocidad de proceso como dato de salida, se muestran en la Figura 5.1.32. Las líneas discontinuas unen los resultados obtenidos para los valores de la conductividad térmica independientes de la temperatura.

Los valores hallados para la conductividad térmica dependiente de la temperatura, según la Figura 5.1.1, se representan para una conductividad térmica *media* del material de $33 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$, evaluada para el ciclo térmico de un punto de la superficie. Se observa que la velocidad de proceso es algo mayor, en este cálculo, que en el caso de la correspondiente conductividad térmica constante.

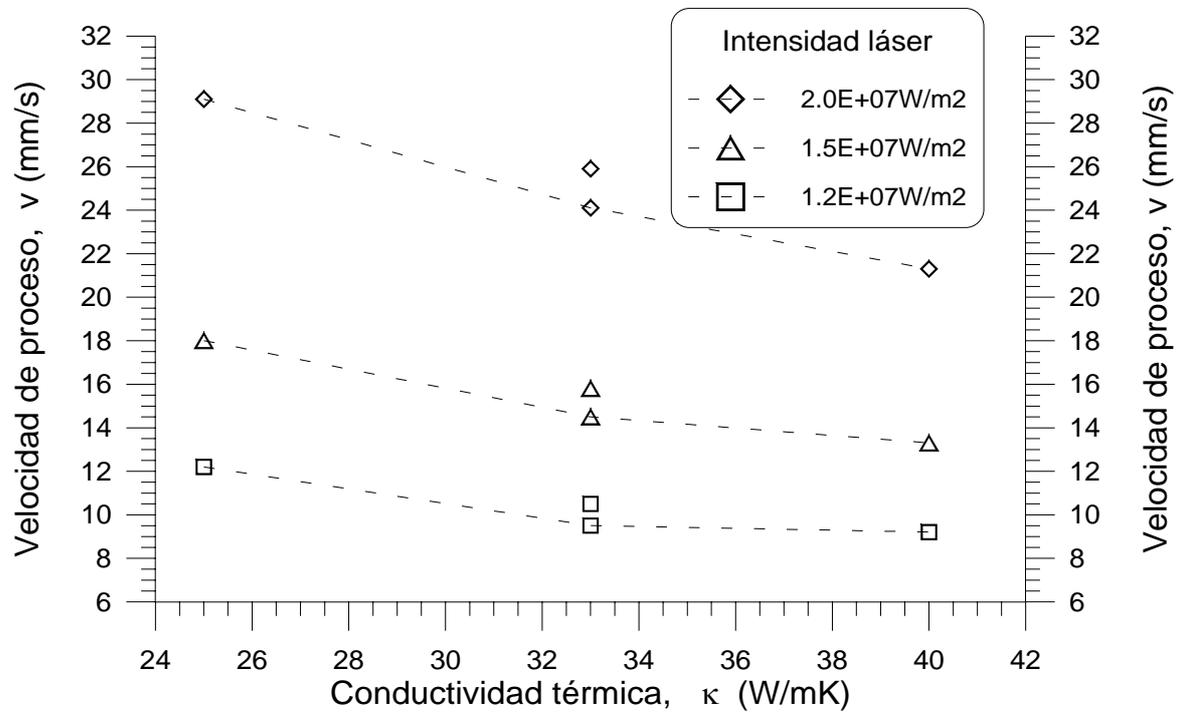


Figura 5.1.32. Velocidad de proceso en función de la conductividad térmica para distintas intensidades.

Las velocidades obtenidas decrecen casi linealmente con la conductividad térmica del material para los tres valores considerados de la intensidad incidente del haz.

5.1.4.3. DIFUSIVIDAD TÉRMICA DEL MATERIAL.

Se lleva a cabo una batería de simulaciones tomando diferentes valores constantes para la difusividad térmica del material: $4.24 \cdot 10^{-6}$, $7.06 \cdot 10^{-6}$, $9.32 \cdot 10^{-6}$ y $1.13 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$. Estos valores se determinan tomando distintos valores, igualmente constantes, para la capacidad calorífica y la conductividad térmica.

Los resultados se muestran en las Figuras 5.1.33-36 para una intensidad incidente de $1.2 \cdot 10^7 \text{ W m}^{-2}$ y distintas velocidades de proceso: 5, 10, 15 y 20 mm s^{-1} , respectivamente. Asimismo, las líneas continuas y discontinuas unen los resultados obtenidos para valores de la capacidad calorífica y de la conductividad térmica constante, respectivamente.

Se observa que la máxima temperatura alcanzada durante el proceso decrece con la difusividad térmica del material para una capacidad calorífica constante y crece casi linealmente con la difusividad térmica para una conductividad térmica constante para todos los valores de la velocidad de proceso utilizados.

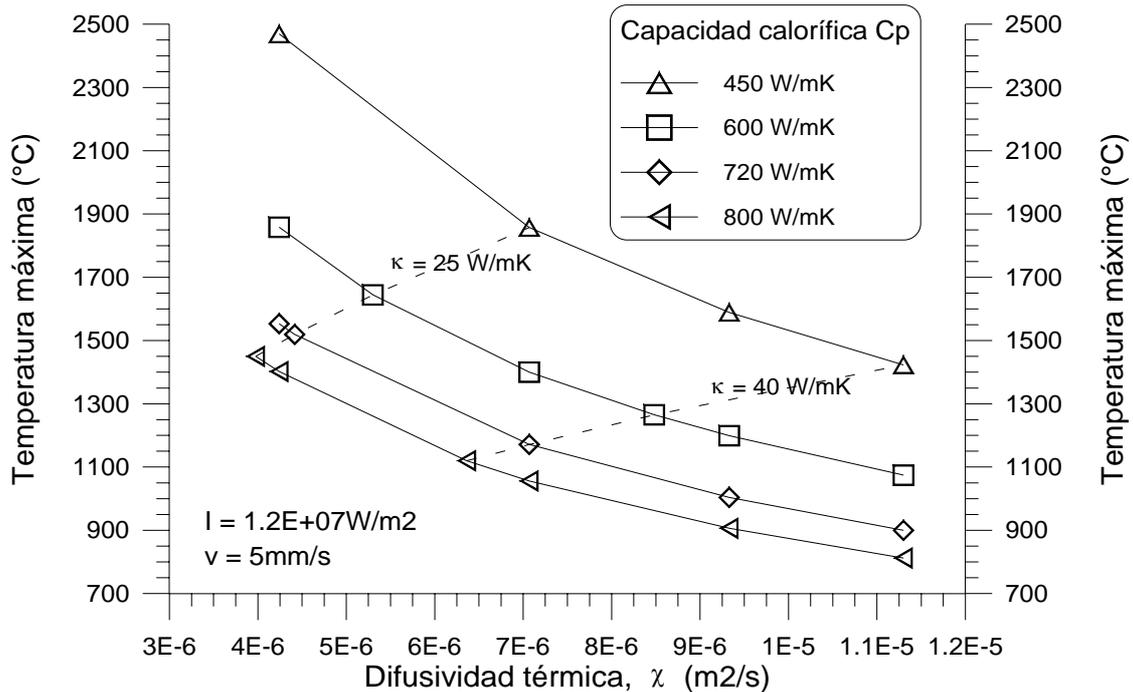


Figura 5.1.33. Temperatura máxima alcanzada frente a difusividad térmica del material para una velocidad de proceso, $v = 5 \text{ mm s}^{-1}$

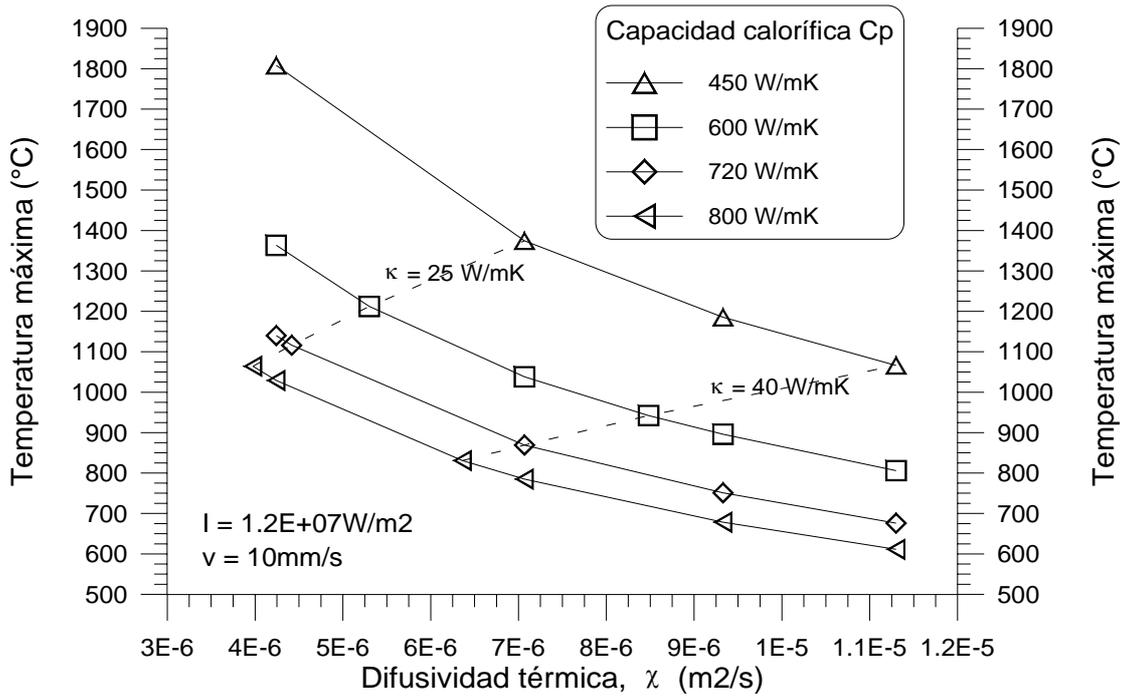


Figura 5.1.34. Temperatura máxima frente a difusividad térmica del material para una velocidad de proceso, $v = 10 \text{ mm s}^{-1}$

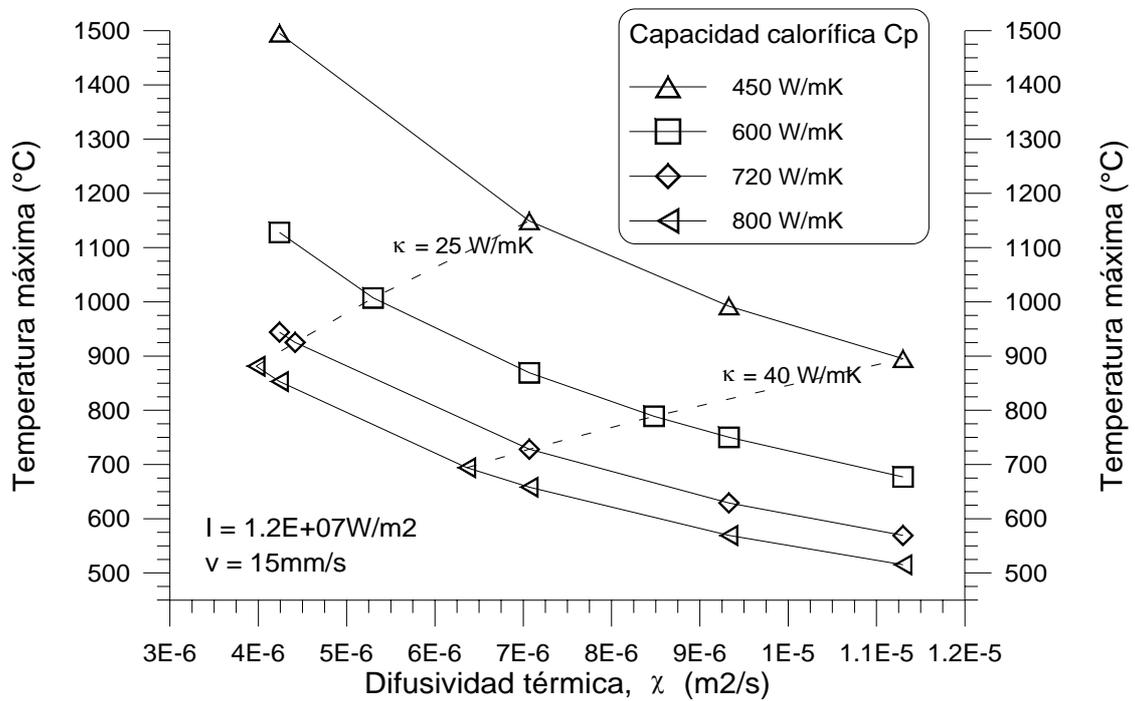


Figura 5.1.35. Temperatura máxima frente a difusividad térmica del material para una velocidad de proceso, $v = 15 \text{ mm s}^{-1}$

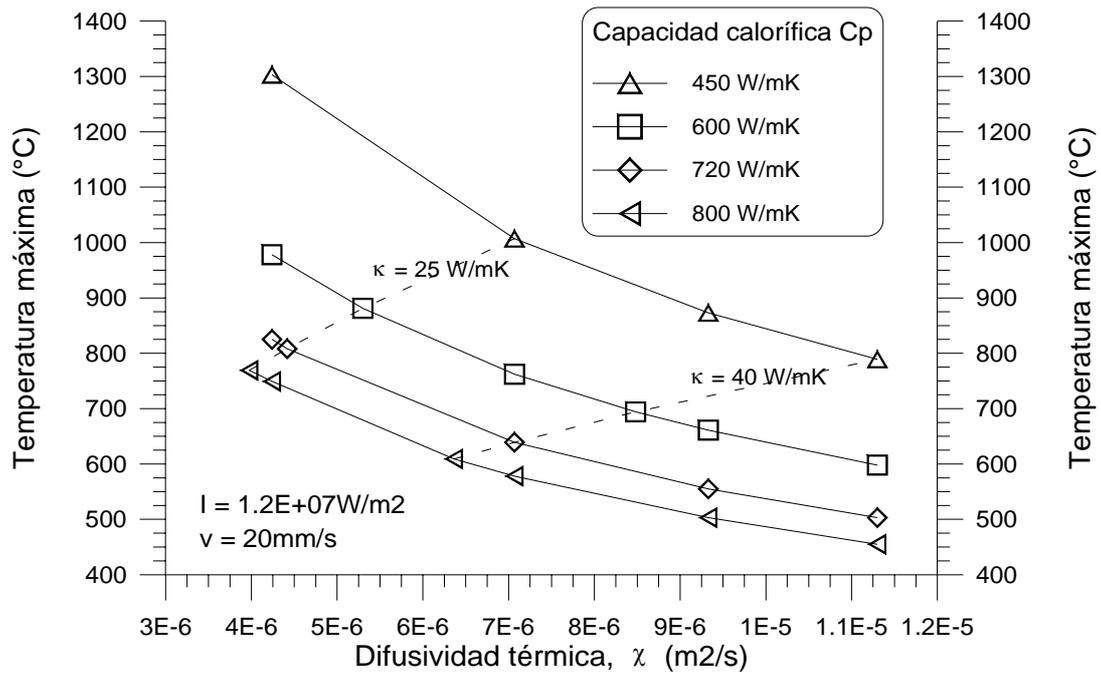


Figura 5.1.36. Temperatura máxima frente a difusividad térmica del material para una velocidad de proceso, $v = 20 \text{ mm s}^{-1}$

Los resultados del segundo análisis, representados en la Figura 5.1.37, muestran la velocidad de proceso en función de la difusividad térmica del material.

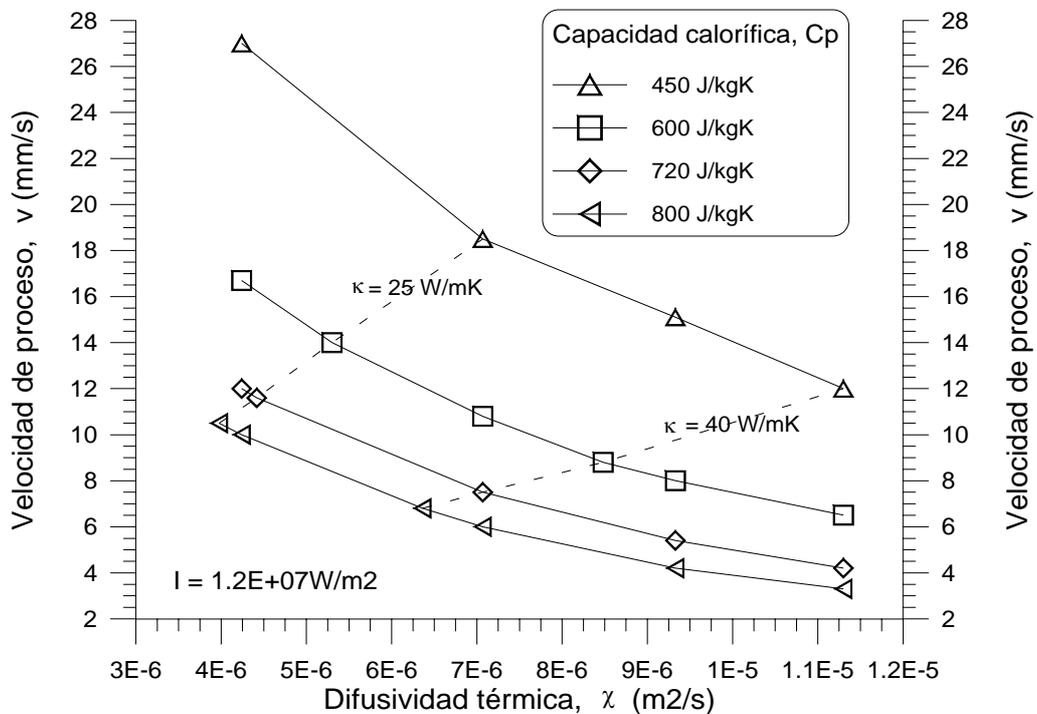


Figura 5.1.37. Velocidad de proceso en función de la difusividad térmica del material.

Se observa que la velocidad de proceso calculada decrece con la difusividad térmica para una capacidad calorífica constante, y crece con la difusividad térmica para una conductividad térmica constante.

5.1.4.4. TAMAÑO DEL HAZ.

Finalmente, se llevan a cabo simulaciones tomando diferentes valores para el tamaño del haz: 5, 10 y 15 mm, teniendo éste una distribución de intensidad incidente uniforme.

En la Figura 5.1.38 se representa la temperatura máxima alcanzada en función del tamaño del haz para distintas velocidades de proceso y una intensidad uniforme de haz de $1.2 \cdot 10^7 \text{ W m}^{-2}$. Se observa que la máxima temperatura alcanzada en el proceso crece casi linealmente con el tamaño del haz para una velocidad de proceso y una intensidad del haz determinadas.

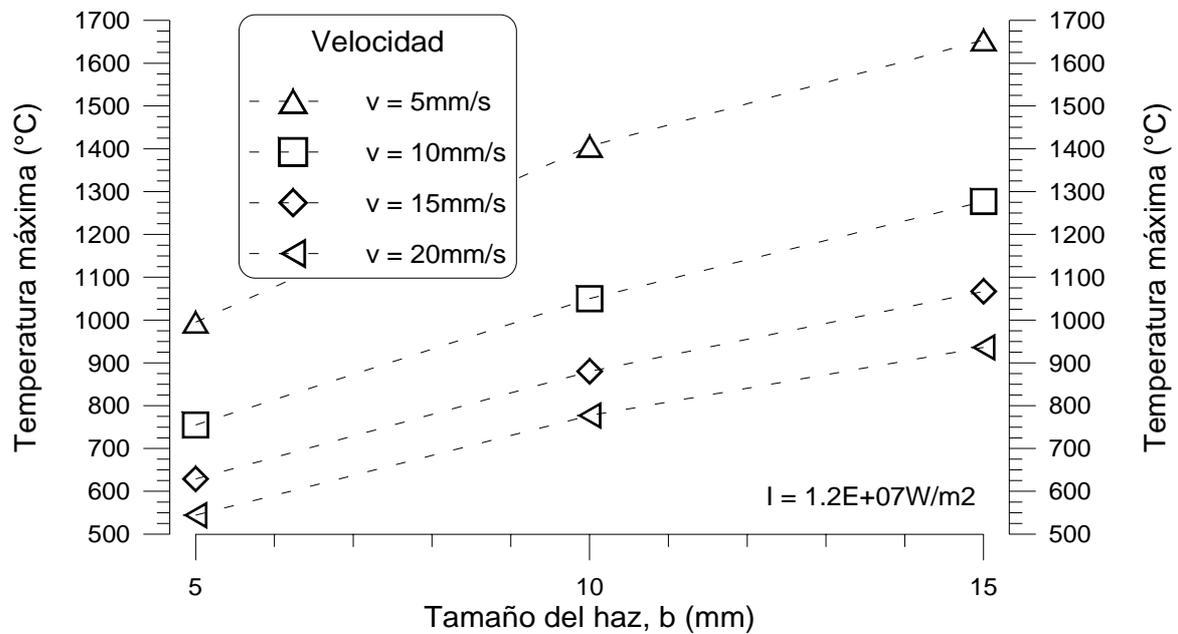


Figura 5.1.38. Temperatura máxima alcanzada en la superficie frente al tamaño del haz para distintos valores de la velocidad de proceso.

En la Figura 5.1.39 se muestra la velocidad de proceso en función del tamaño del haz incidente para distintas intensidades del haz. Se observa que la velocidad de proceso calculada crece linealmente con el tamaño del haz para una intensidad determinada.

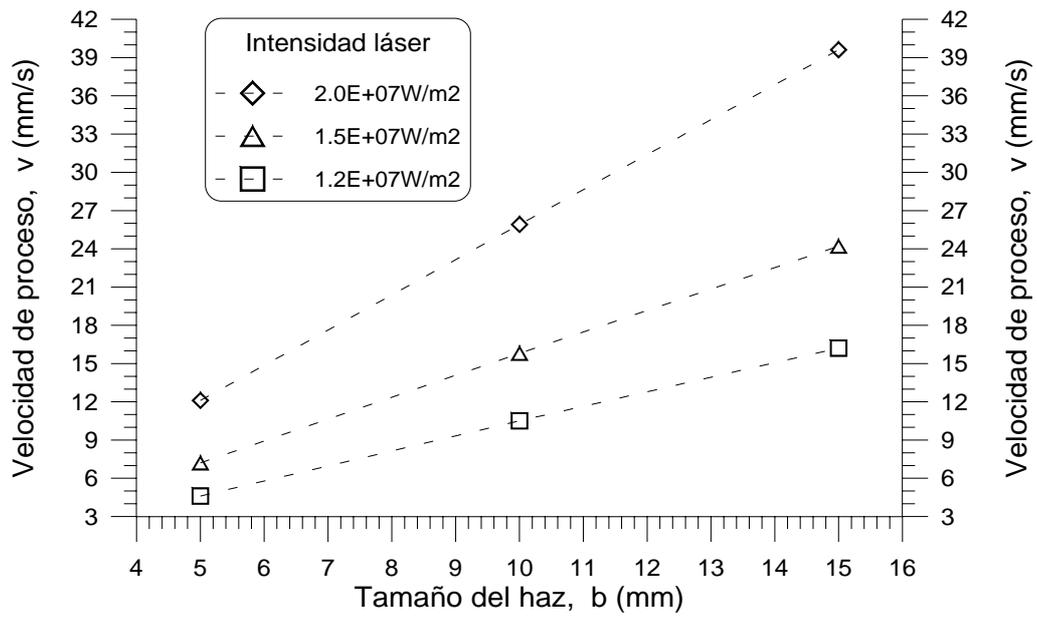


Figura 5.1.39. Velocidades de proceso en función del tamaño del haz incidente para distintas intensidades.

5.2. RESULTADOS DE LOS PROCESOS DE TRATAMIENTO TÉRMICO SUPERFICIAL DE ACERO.

El objetivo de esta sección es poner de manifiesto la influencia de dos parámetros de proceso en los resultados obtenidos en el tratamiento térmico superficial de acero con láser. Los dos parámetros analizados son la distribución transversal de intensidad del haz y la absorptancia de la superficie de la probeta dependiente de la temperatura. En este sentido, se aprovechan las características originales introducidas en el modelo tridimensional desarrollado.

5.2.1. INFLUENCIA DE LA DISTRIBUCIÓN TRANSVERSAL DE INTENSIDAD DEL HAZ.

El objetivo es determinar la influencia de la distribución de intensidad transversal del haz, en los campos térmicos, ciclos de temperatura y velocidades de calentamiento y enfriamiento, obtenidos durante los procesos de tratamiento térmico superficial de un acero con láser.

Con este fin, se llevan a cabo simulaciones con el código tridimensional considerando distintas distribuciones transversales de intensidad con simetría radial e idéntica potencia total incidente. En concreto, se analizan tres distribuciones transversales de intensidad representadas gráficamente en la Figura 5.2.1:

- i) Distribución de intensidad circular uniforme.
- ii) Distribución de intensidad gaussiana TEM_{00} .
- iii) Distribución de intensidad TEM_{01}^*

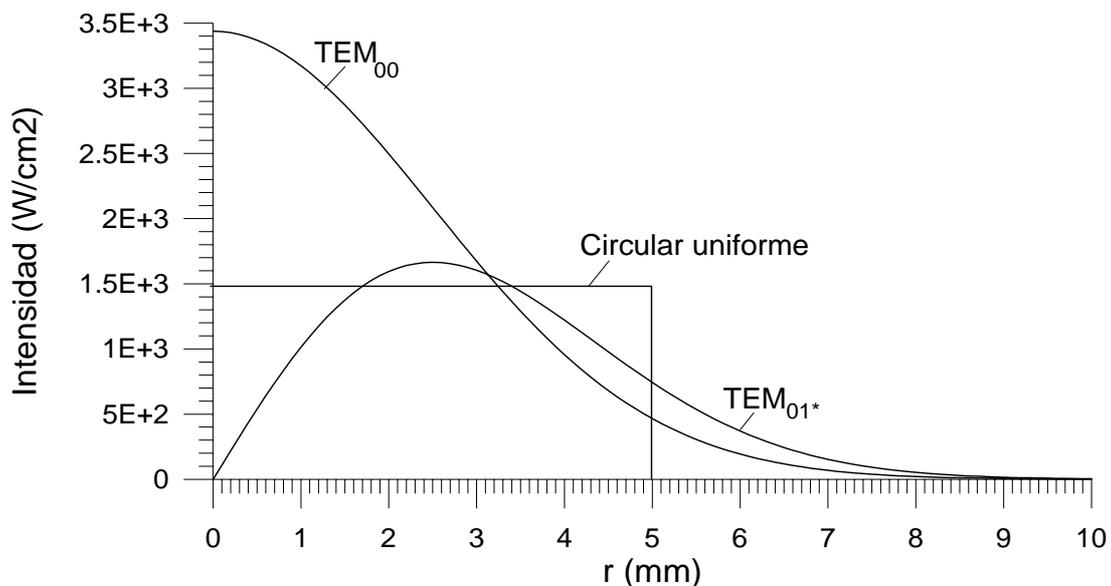


Figura 5.2.1. Distribuciones transversales de intensidad del haz analizadas.

Los procesos modelizados se llevan a cabo con un haz láser moviéndose con una velocidad uniforme de 10 mm s^{-1} sobre la superficie de la probeta metálica de acero

35NCD16. La temperatura inicial de la probeta es 27°C y se discretiza espacialmente según especifica la Tabla V.2.1. Si bien las dimensiones de la probeta modelizada son de 50 x 40 x 30 mm, debido a la simetría del proceso, se considera únicamente la mitad de la probeta, mediante una malla de 50 x 20 x 30 mm (9750 elementos de volumen y 11424 nodos).

Tabla V.2.11. Discretización espacial de la malla.

Discretización según el eje	Nº de filas de elementos	Dimensión (mm)
OX	50	1
OY	10	1
	5	2
OZ	4	0.5
	2	1
	3	2
	2	2.5
	1	5
	1	10

A fin de obtener resultados en los procesos (campos térmicos, ciclos de temperatura y velocidades de calentamiento y enfriamiento en la probeta) comparables, se considera la misma potencia total incidente: 1350 W. Por otro lado, la absorptancia de la superficie se toma como constante e igual a la unidad, es decir, se considera como hipótesis de trabajo que toda la intensidad incidente es absorbida.

Las Figuras 5.2.2-7 muestran los ciclos de temperaturas y de velocidades de calentamiento y enfriamiento correspondientes a distintos nodos de la probeta discretizada para las tres distribuciones transversales de intensidad. Los nodos superficiales seleccionados pertenecen al eje central paralelo a la dirección de movimiento del haz que divide en parte iguales la superficie de incidencia. Los demás nodos son interiores y están situados hacia la mitad longitudinal de la probeta a distinta profundidad según la discretización espacial en la dirección del eje OZ utilizada.

En las Figuras 5.2.8-10 se representan gráficamente los campos térmicos correspondientes a distintos planos bidimensionales una vez alcanzado el régimen estacionario, en el proceso correspondiente a cada una de las tres distribuciones. En la gráfica perteneciente al plano $y = 0$ mm se limita el intervalo de representación para $z = -20$ mm, debido a que no se producen incrementos de temperatura importantes a mayor profundidad. En el campo térmico correspondiente al plano $x = 31$ mm se limita el intervalo de representación para $z = -5$ mm con el fin de una mejor visión de los resultados obtenidos.

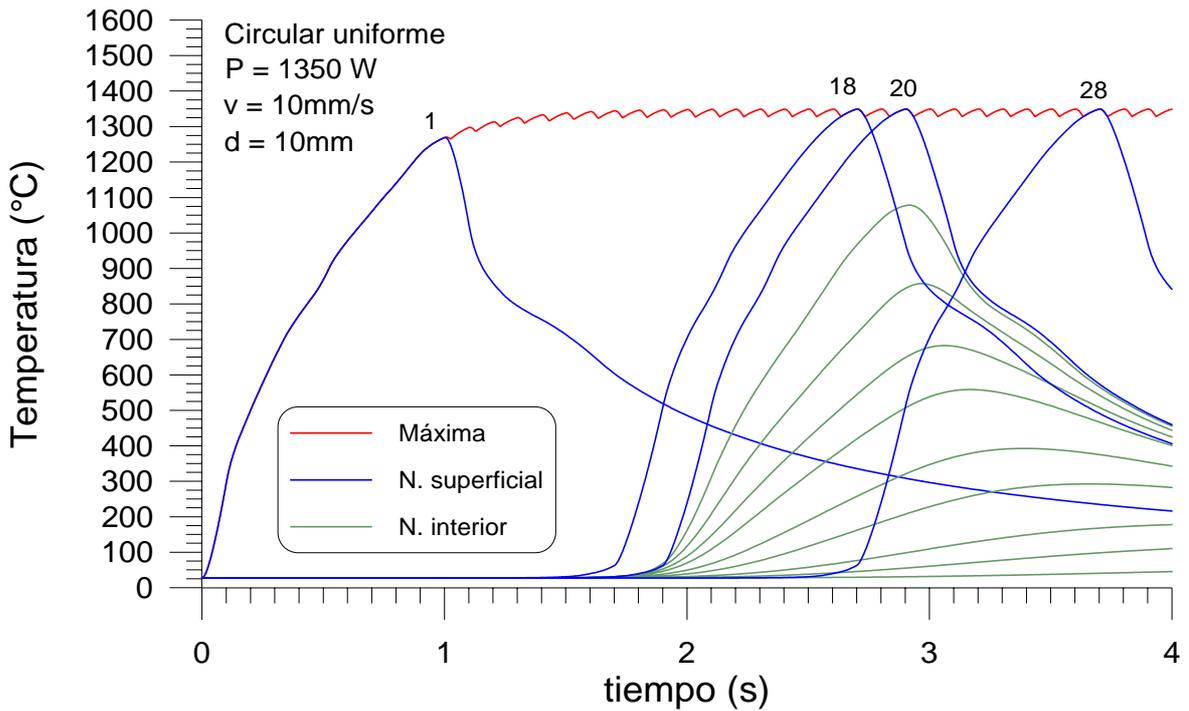


Figura 5.2.2. Temperatura máxima alcanzada en la probeta y ciclos térmicos de distintos nodos de la malla para la incidencia del haz de distribución transversal de intensidad circular uniforme.

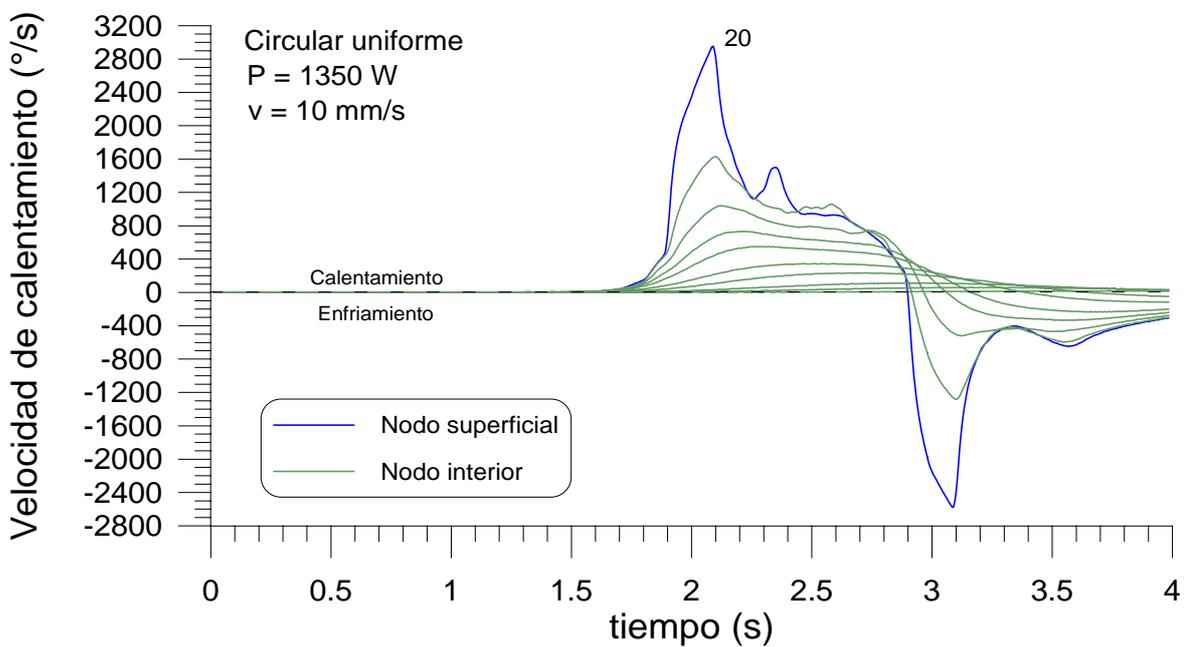


Figura 5.2.3. Ciclos de calentamiento-enfriamiento de nodos situados en la superficie y en el interior de la probeta para la incidencia del haz de distribución transversal de intensidad circular uniforme.

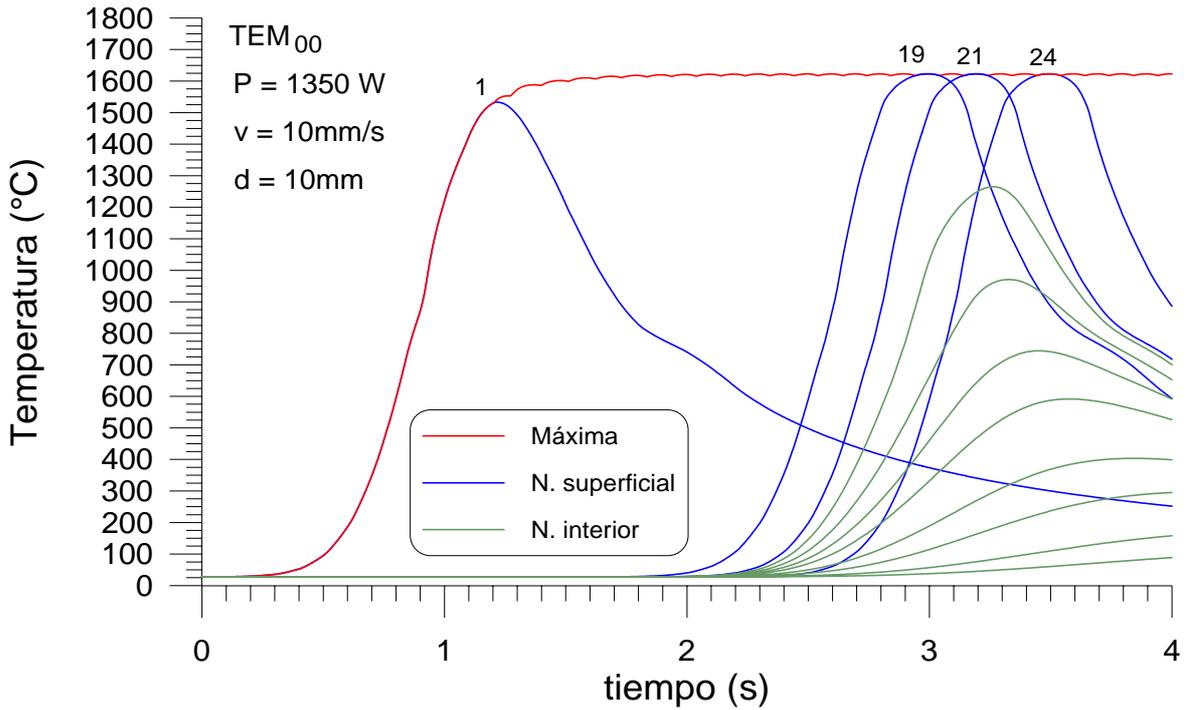


Figura 5.2.4. Temperatura máxima alcanzada en la probeta y ciclos térmicos de distintos nodos de la malla para la incidencia del haz de distribución transversal de intensidad TEM₀₀.

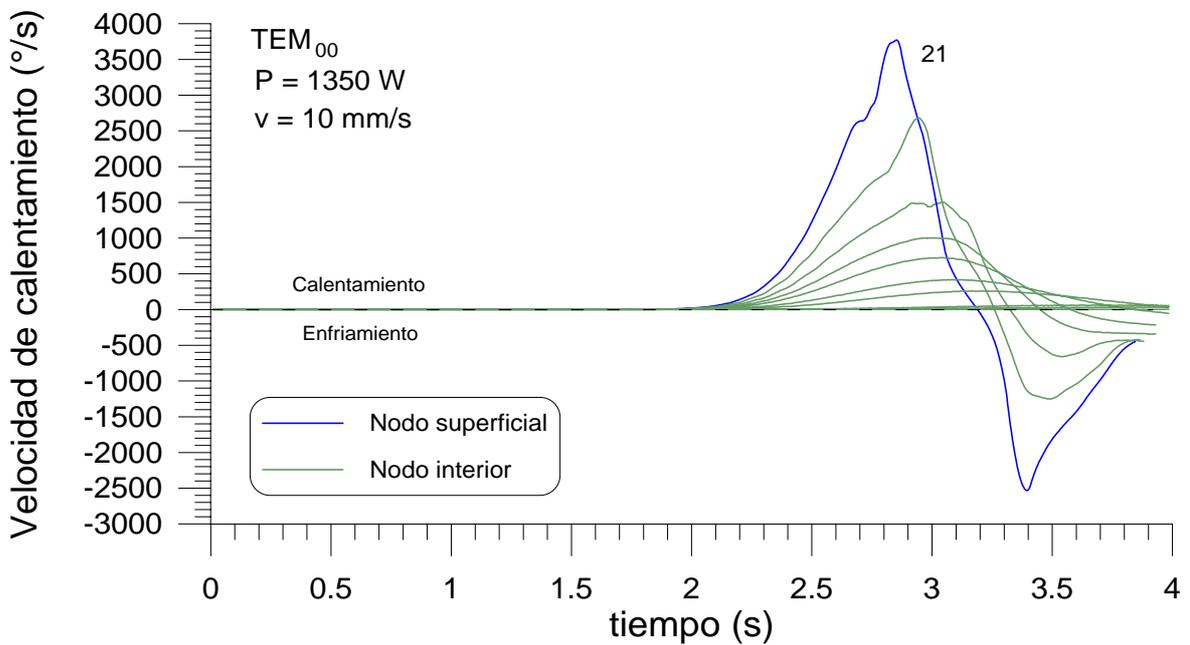


Figura 5.2.5. Ciclos de calentamiento-enfriamiento de nodos situados en la superficie y en el interior de la probeta para la incidencia del haz de distribución transversal de intensidad TEM₀₀.

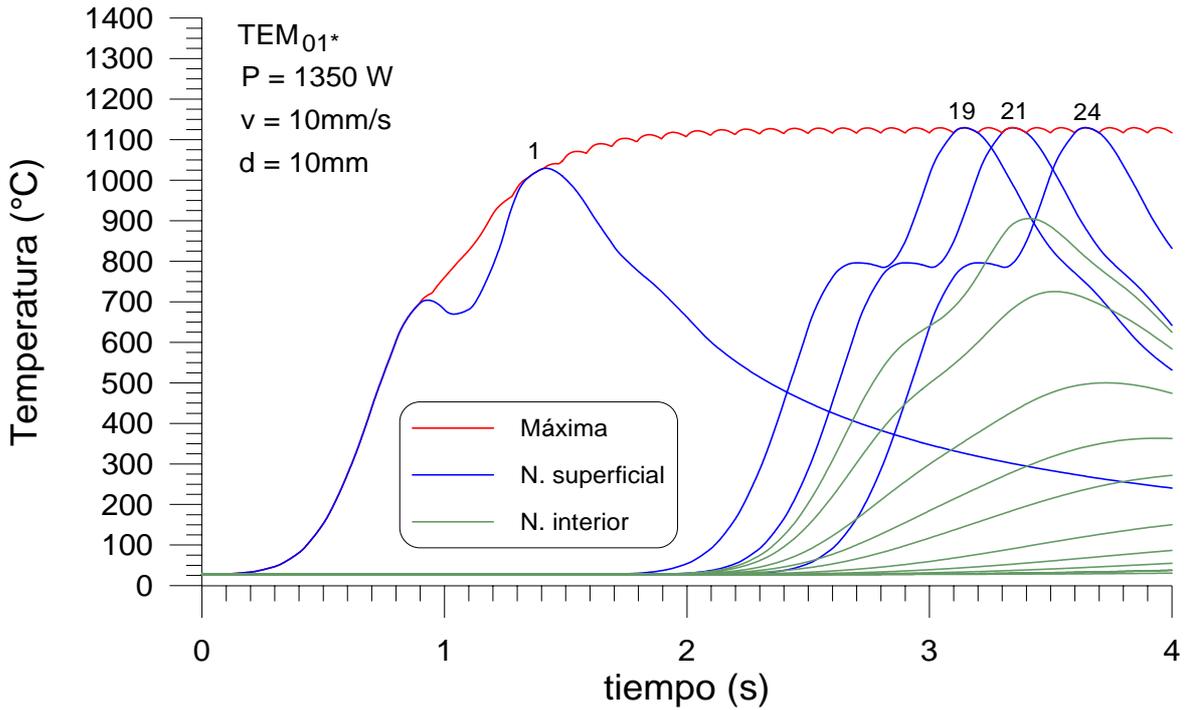


Figura 5.2.6. Temperatura máxima alcanzada en la probeta y ciclos térmicos de distintos nodos de la malla para la incidencia del haz de distribución transversal de intensidad TEM_{01}^*

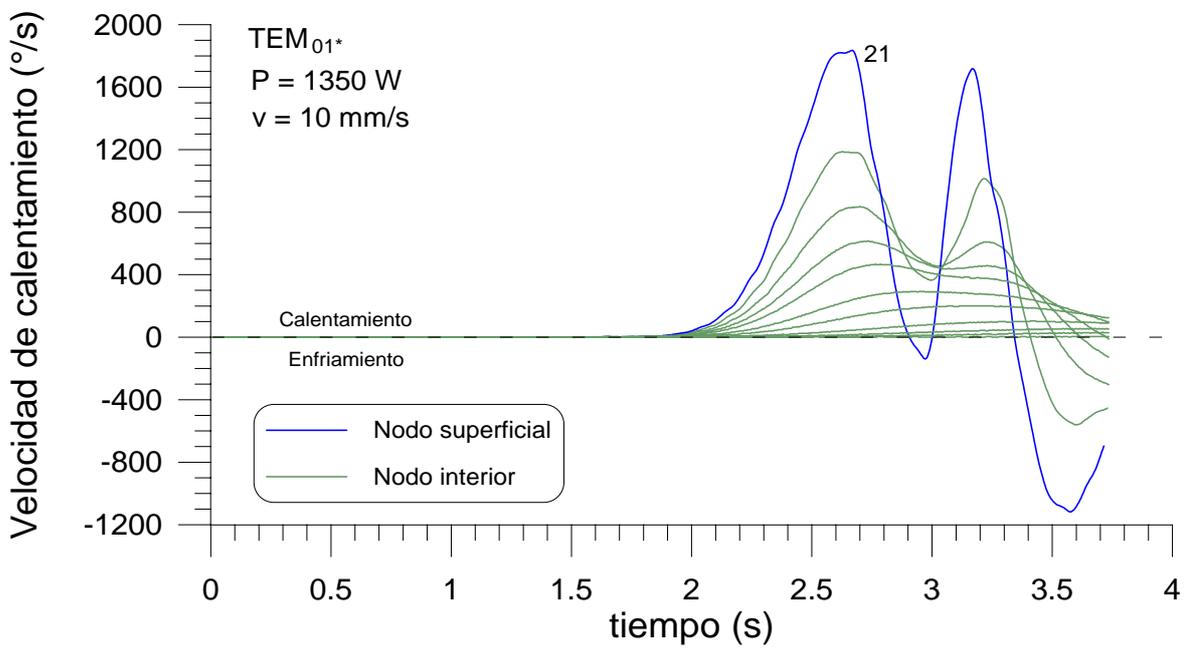


Figura 5.2.7. Ciclos de calentamiento-enfriamiento de nodos situados en la superficie y en el interior de la probeta para la incidencia del haz de distribución transversal de intensidad TEM_{01}^*

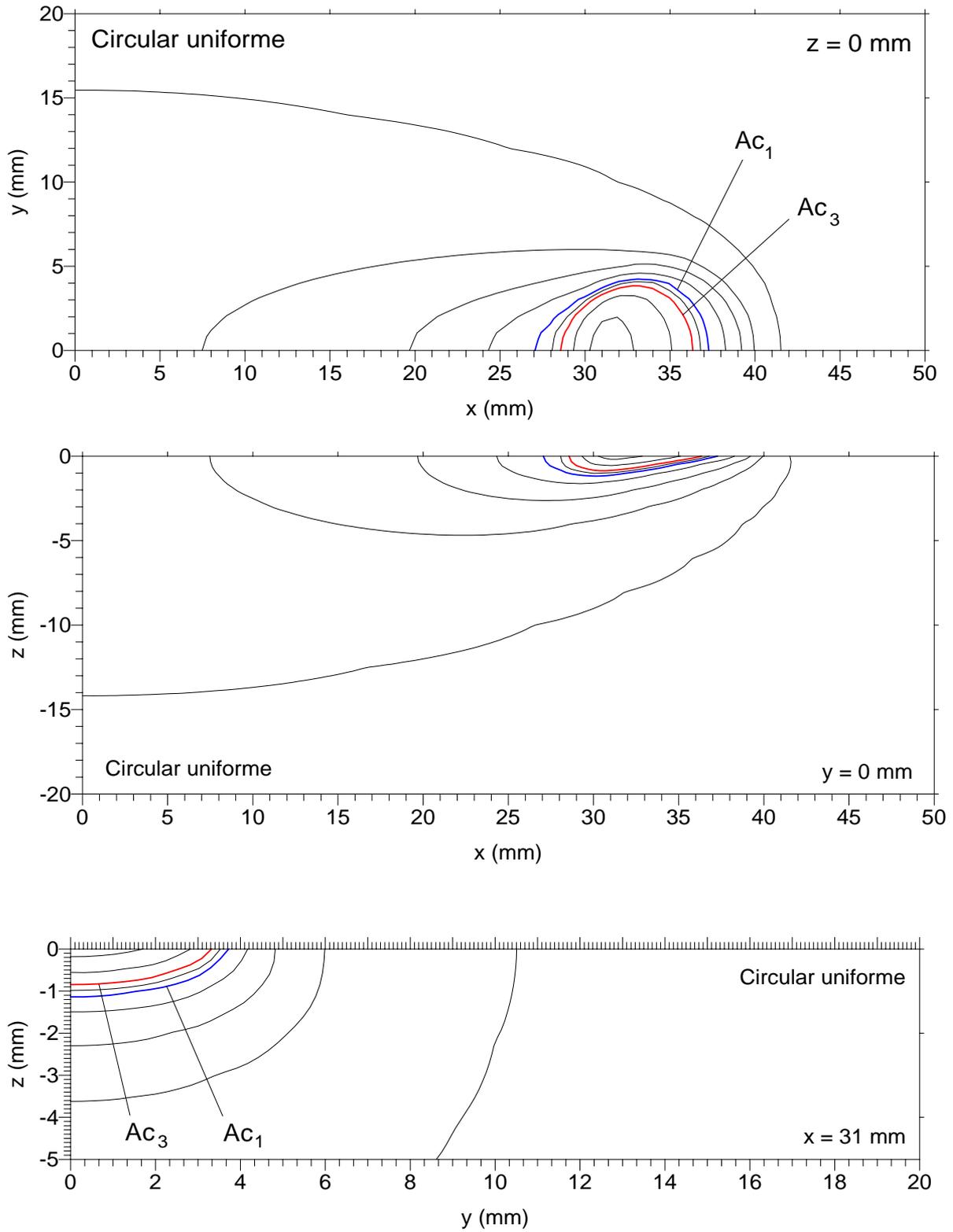


Figura 5.2.8. Campos térmicos en la probeta de acero para distribución de intensidad circular uniforme en movimiento de radio $r = 5 \text{ mm}$ y velocidad, $v = 10 \text{ mm s}^{-1}$.

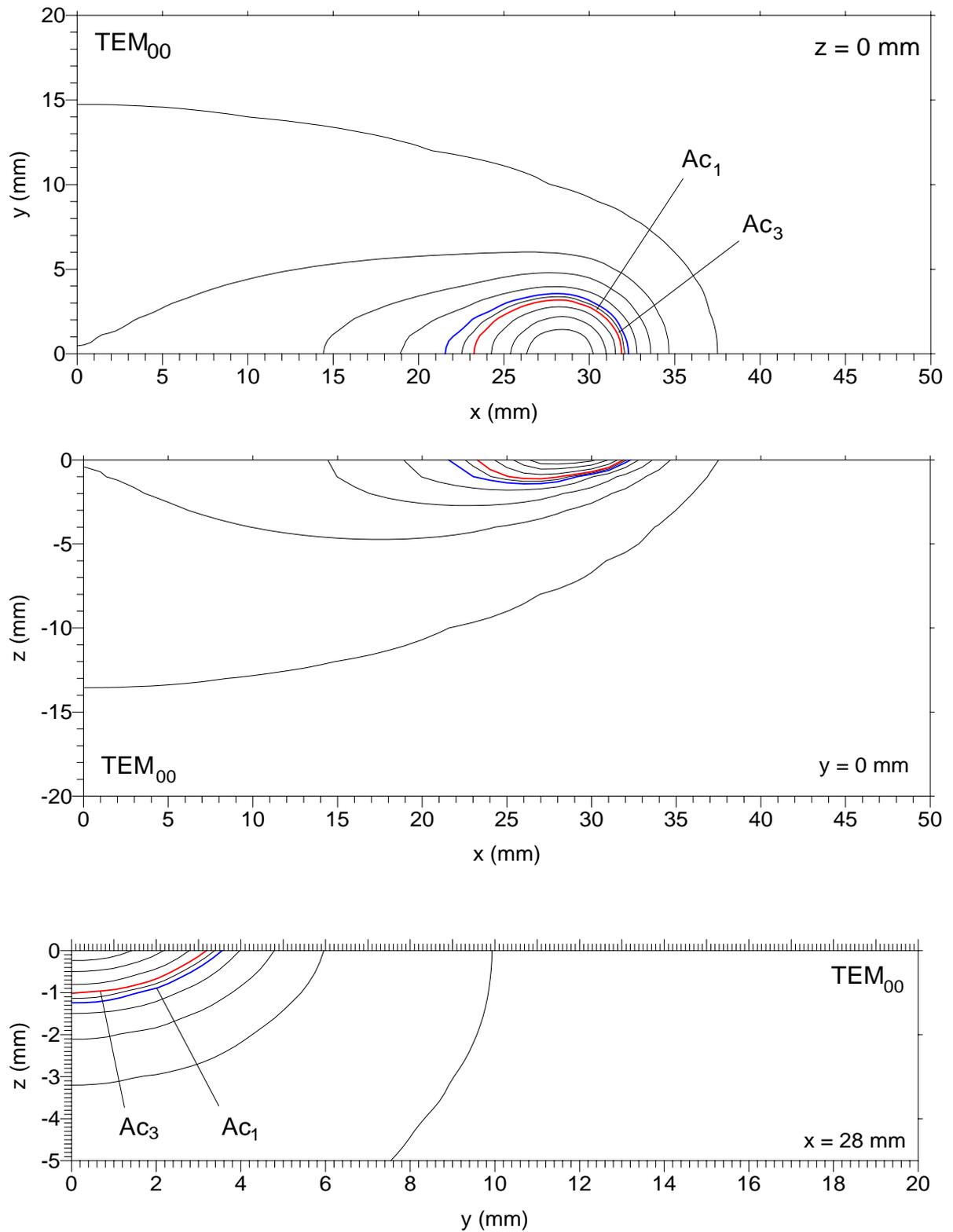


Figura 5.2.9. Campos térmicos en la probeta de acero para una distribución de intensidad gaussiana en movimiento de radio $r = 5$ mm y velocidad $v = 10$ mm s^{-1} .

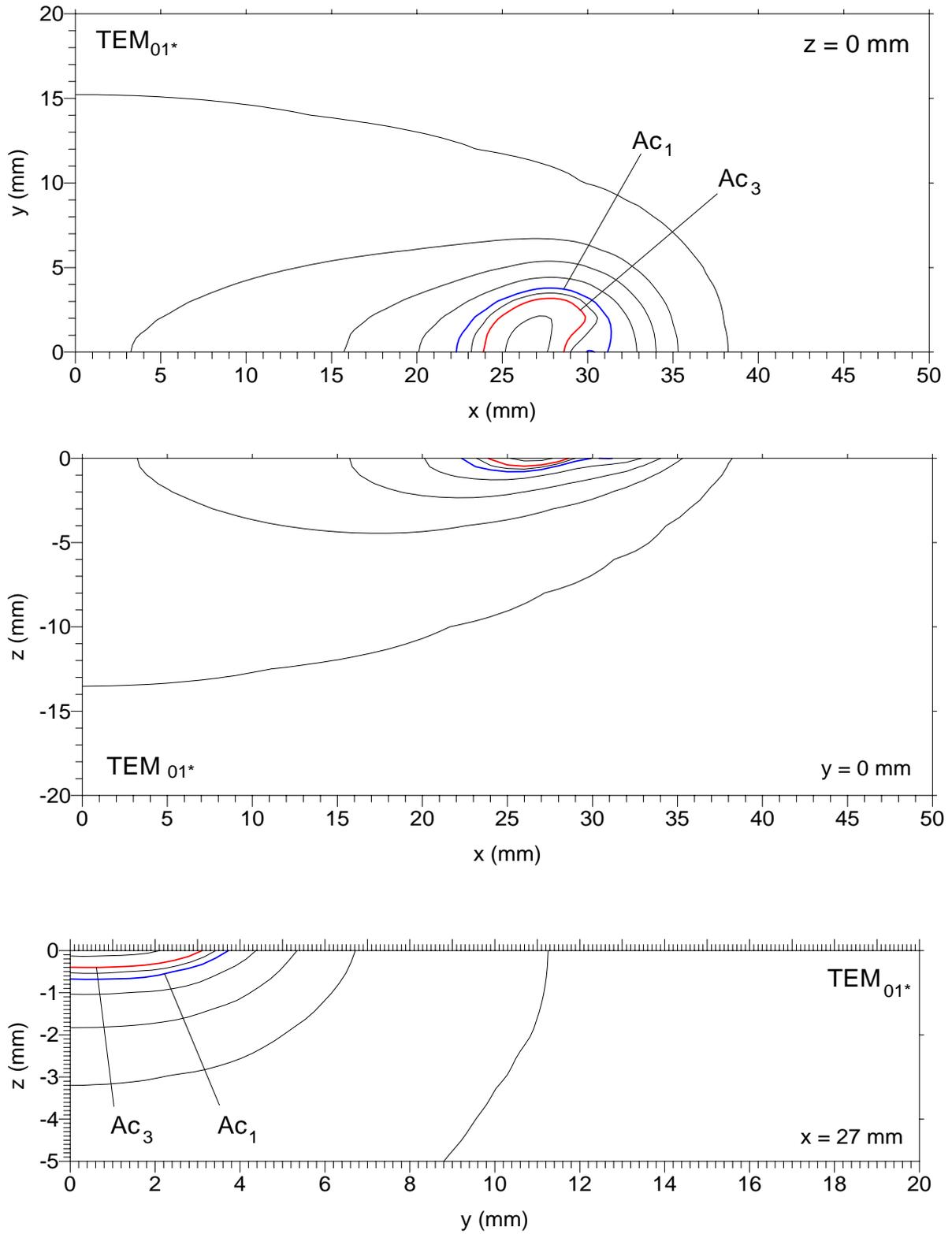


Figura 5.2.10. Campos térmicos en la probeta de acero para una distribución de intensidad TEM_{01}^* en movimiento de radio $r = 5$ mm y velocidad $v = 10$ mm s^{-1} .

Además, en las representaciones gráficas de los campos térmicos se determinan las zonas de la probeta donde se han alcanzado las temperaturas características de los ciclos térmicos del acero correspondientes al inicio de aparición de la austenita (Ac_1) y a la obtención del 100% de austenita (Ac_3) en el calentamiento, según se explicó en la sección 2.3.1. Debido a las elevadas velocidades de enfriamiento conseguidas en los procesos láser, estas dos temperaturas determinan en la práctica la zona de obtención parcial y total (100%) de martensita en el enfriamiento, respectivamente, y como consecuencia las zonas de temple parcial y total resultantes en el proceso.

En la Tabla V.2.2 se muestra un resumen de los resultados obtenidos en las simulaciones en términos de la temperatura máxima resultante y de las dimensiones de las zonas templadas para cada una de las distribuciones transversales de intensidad utilizadas en cada proceso. Los términos y_1 , z_1 e y_3 , z_3 corresponden, respectivamente, a la anchura y profundidad de las zonas templadas parcial y totalmente.

Tabla V.2.2. Resumen de resultados para las tres distribuciones transversales de intensidad.

Distrib. de intensidad transversal del haz	Potencia (W)	$T_{m\acute{a}x}$ ($^{\circ}C$)	y_1 (mm)	y_3 (mm)	z_1 (mm)	z_3 (mm)	y_3 / z_3
Circular uniforme	1350	1349	8.49	7.81	1.18	0.85	9.18
TEM ₀₀	1350	1623	7.10	6.36	1.38	1.10	5.78
TEM ₀₁ *	1350	1117	7.56	6.34	0.78	0.45	14.08

En primer lugar es necesario señalar que los resultados ponen de manifiesto la necesidad de tener en cuenta la distribución de intensidad transversal incidente del haz en los procesos de tratamiento térmico superficial de acero. La distribución de intensidad empleada no sólo influye en la temperatura máxima alcanzada en la probeta, sino también en los campos térmicos y en la forma del ciclo de calentamiento de los distintos puntos de la probeta, especialmente los pertenecientes y cercanos a su superficie. Esta variación en las temperaturas alcanzadas en cada caso, modifica las dimensiones de las zonas templadas parcial o totalmente resultantes.

La máxima de las temperaturas se consigue con la distribución de intensidad gaussiana y la mínima para el modo TEM₀₁*. Esta tendencia coincide parcialmente con la del valor máximo de intensidad en cada distribución, ya que el modo TEM₀₁* alcanza una intensidad máxima algo mayor que la intensidad correspondiente a la distribución circular uniforme.

En el caso de la distribución gaussiana se obtienen los mayores gradientes de temperatura, incluso con temperaturas superiores a la de fusión. En este sentido, esta distribución no se manifiesta como la más adecuada para procesos de tratamiento térmico superficial de materiales con láser en general ya que, en este tipo de procesos, normalmente se pretende la obtención de resultados uniformes en la superficie de la probeta a tratar.

Los máximos valores de las velocidades de calentamiento y enfriamiento conseguidas siguen la misma tendencia que las máximas temperaturas en cada proceso. Si bien las menores velocidades de calentamiento y enfriamiento se obtienen para el modo TEM_{01*}, dichas velocidades de enfriamiento son lo suficientemente elevadas para la transformación completa de la austenita obtenida en el calentamiento en martensita.

En relación a las dimensiones de las zonas templadas, las máximas profundidades de temple parcial y total se obtienen con el modo gaussiano, mientras que las máximas anchuras corresponden a la distribución circular uniforme (temple total) y TEM_{01*} (temple parcial). Por otro lado, cabe resaltar también que aparecen variaciones sensibles entre la relación anchura-profundidad de las zonas templadas obtenidas con cada una de las distribuciones de intensidad. Para este concepto, con el modo TEM_{01*} se consigue la mayor relación anchura-profundidad y el perfil transversal de la zona templada más plana.

5.2.2. INFLUENCIA DE LA VARIACIÓN DE LA ABSORTANCIA SUPERFICIAL CON LA TEMPERATURA.

En esta sección el objetivo es poner de manifiesto la influencia de la variación de la absorción de la intensidad con la temperatura en los procesos de tratamiento térmico superficial de un acero con láser. En primer se analiza el efecto en la potencia como parámetro de entrada para obtener unos resultados determinados, y en segundo lugar en los campos térmicos y ciclos de temperatura y velocidades de calentamiento y enfriamiento obtenidos. Para ello se llevan a cabo simulaciones con el modelo tridimensional, tomando diversos perfiles de variación de la absorción con la temperatura, correspondientes a superficies de probetas de acero de diferente comportamiento. En concreto, se consideran tres modelos de superficie:

- i) Superficie metálica con absorción independiente de la temperatura. Se considera el caso particular en el que toda la intensidad incidente es absorbida: $A = \text{constante} = 1$.
- ii) Superficie metálica con un recubrimiento absorbente que se degrada con la temperatura, lo que lleva consigo una variación decreciente de la absorción con la temperatura.
- iii) Superficie metálica expuesta a oxidación durante el proceso. Esto implica un aumento de la absorción con la temperatura.

La variación de la absorción con la temperatura en los distintos modelos se introduce como dato de entrada en el código tridimensional mediante las correspondientes funciones lineales a intervalos. Estos valores están representados por las líneas discontinuas en la Figura 5.2.11. Los valores de la absorción representados por las líneas continuas están tomados de Kechemair [KECHEMAIR 1989].

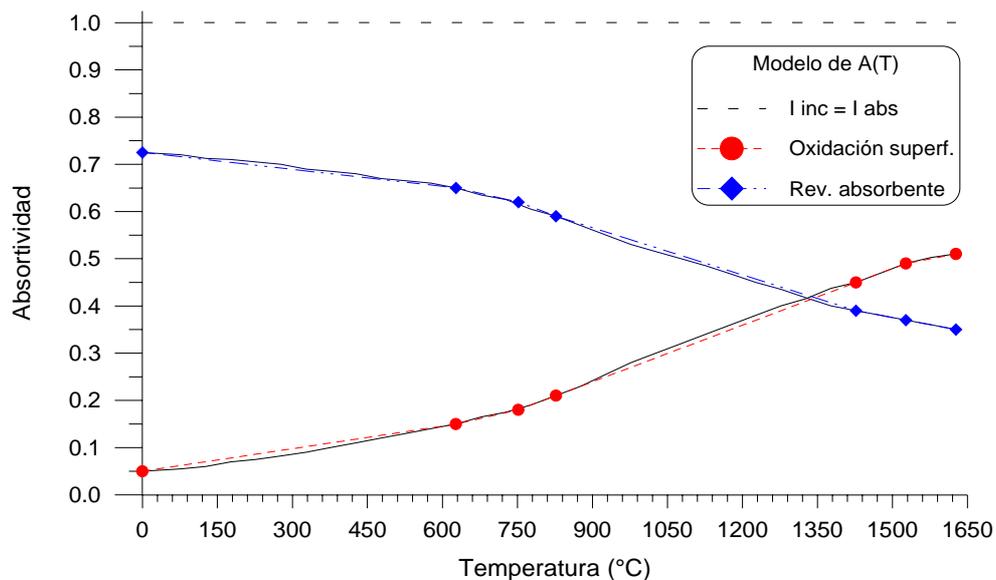


Figura 5.2.11. Absortancia en función de la temperatura para los distintos modelos de absorción de intensidad.

Los procesos se llevan a cabo con un haz láser de distribución de intensidad cuadrada uniforme de 10 mm de lado, moviéndose con una velocidad de 10 mm s⁻¹ sobre la superficie de la probeta metálica de acero 35NCD16.

A fin de obtener procesos (campos térmicos y ciclos de temperatura y de velocidades de calentamiento y enfriamiento) comparables, la potencia total incidente depende del valor de la fracción de intensidad absorbida en cada modelo de variación de la absorptancia de la superficie con la temperatura. La discretización espacial empleada para la malla tridimensional es la dada por la Tabla 5.2.1.

Las Figuras 5.2.12-17 muestran los ciclos de temperaturas y de velocidades de calentamiento y enfriamiento para distintos nodos de de la probeta discretizada para cada uno de los modelos de variación de la absorptancia con la temperatura considerados. Se consideran nodos superficiales pertenecientes al eje de simetría del proceso paralelo a la dirección del movimiento del haz y nodos interiores situados hacia la mitad longitudinal de la probeta y a diversas profundidades.

En las Figuras 5.2.18-20 se representan gráficamente los campos térmicos correspondientes a distintos planos bidimensionales una vez alcanzado el régimen estacionario, en el proceso correspondiente a cada uno de las tres modelos de variación de la absorptancia.

En primer lugar, cabe resaltar que los resultados ponen de manifiesto la necesidad de tener en cuenta la influencia de la variación de la absorptancia con la temperatura en los modelos de los procesos de tratamiento térmico superficial de materiales con láser. La absorptancia y su variación no sólo influyen fuertemente en la potencia incidente necesaria para alcanzar una cierta temperatura, sino también en los perfiles de los ciclos de calentamiento de los distintos puntos de la probeta, especialmente los pertenecientes y cercanos a su superficie y por lo tanto, en las dimensiones de las zonas superficiales templadas y afectadas térmicamente.

Tabla V.2.3. Resumen de resultados para los tres modelos de variación de la absorptancia de la superficie con la temperatura.

Modelo de variación de la absorptancia con la temperatura	Potencia (W)	T _{Máx} (°C)	y ₁ (mm)	y ₃ (mm)	z ₁ (mm)	z ₃ (mm)	y ₃ / z ₃
A = constante = 1	1350	1132	8.77	8.05	0.81	0.47	17.12
Rev. absorbente	2160	1038	8.64	7.41	0.64	0.20	37.05
Oxidación superficial	7000	1111	6.12	4.63	0.62	0.27	17.14

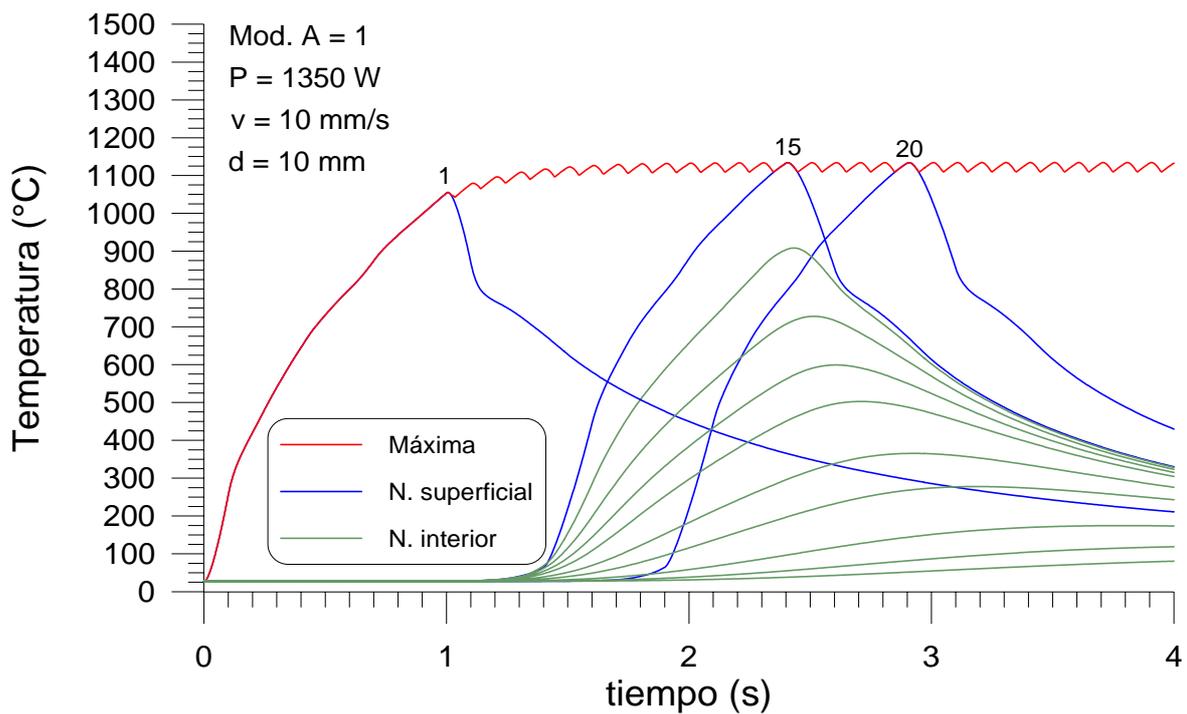


Figura 5.2.12. Temperatura máxima alcanzada en la probeta y ciclos térmicos de distintos nodos de la malla para el modelo de intensidad absorbida igual a intensidad incidente.

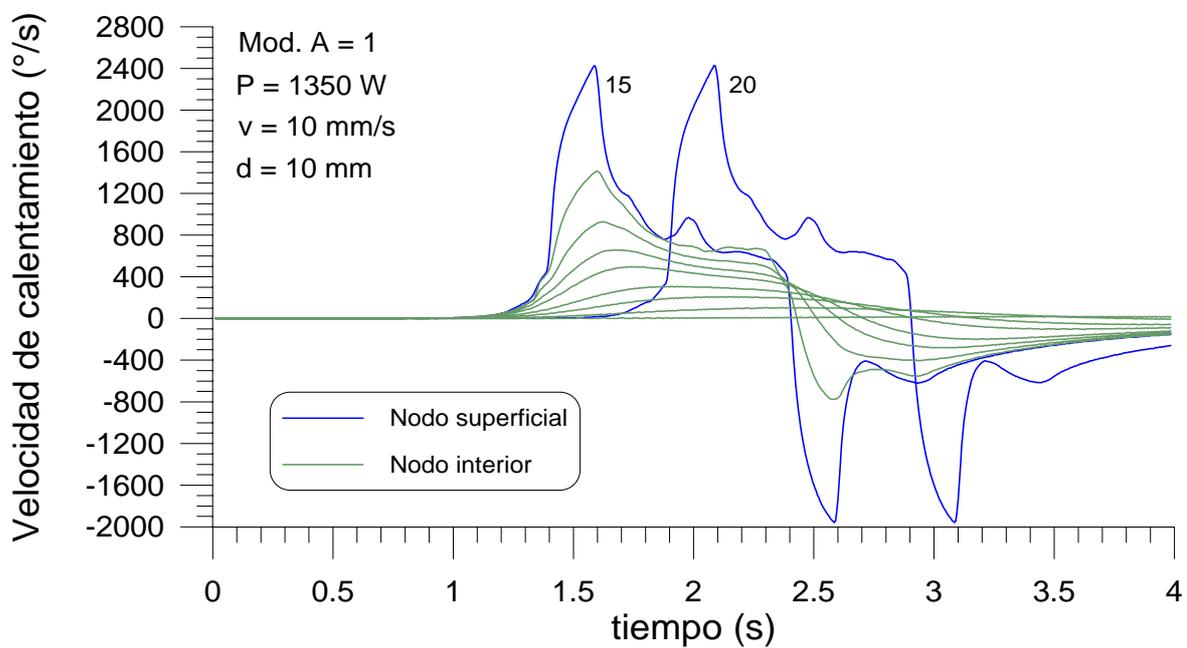


Figura 5.2.13. Ciclos de calentamiento-enfriamiento de nodos situados en la superficie y en el interior de la probeta para el modelo de intensidad absorbida igual a intensidad absorbente.

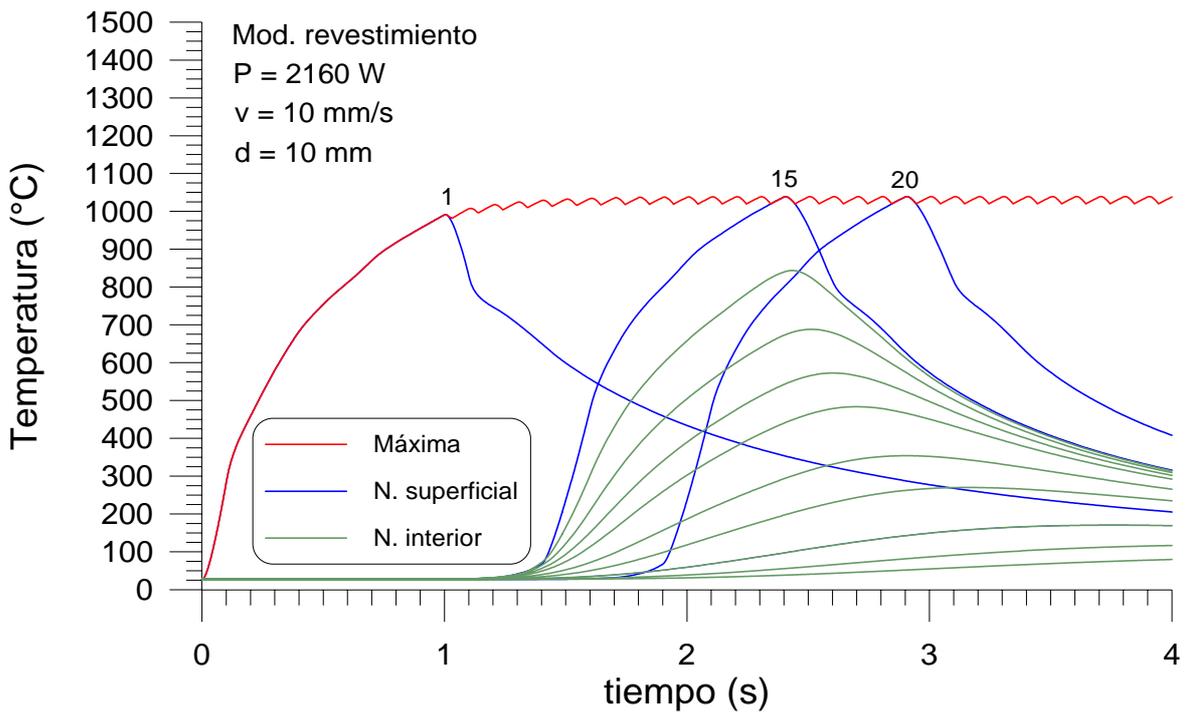


Figura 5.2.14. Temperatura máxima alcanzada en la probeta y ciclos térmicos de distintos nodos de la malla para el modelo de revestimiento superficial absorbente.

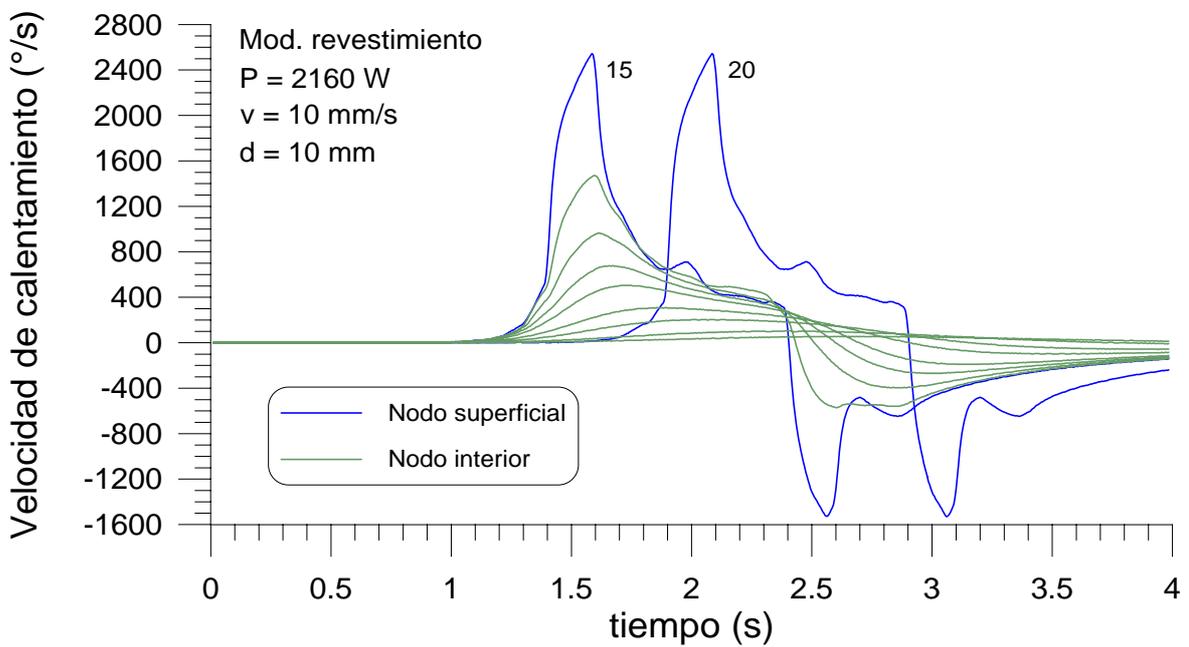


Figura 5.2.15. Ciclos de calentamiento-enfriamiento de nodos situados en la superficie y en el interior de la probeta para el modelo de revestimiento superficial absorbente.

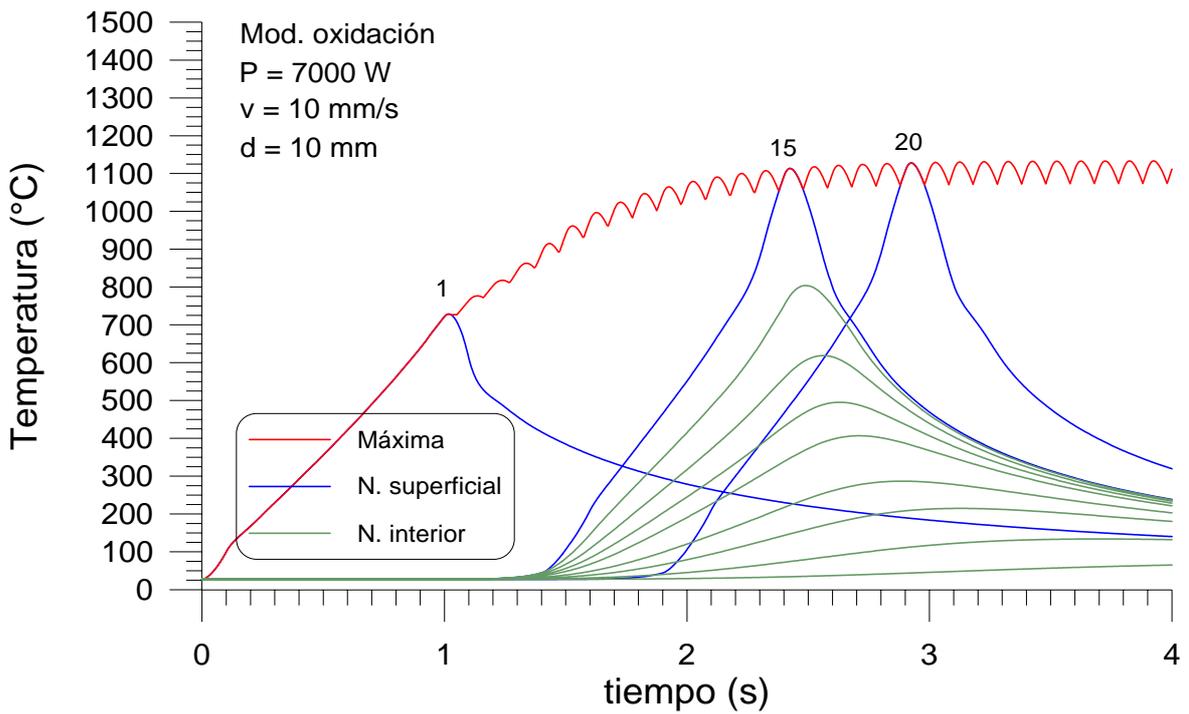


Figura 5.2.16. Temperatura máxima alcanzada en la probeta y ciclos térmicos de distintos nodos de la malla para el modelo de oxidación superficial.

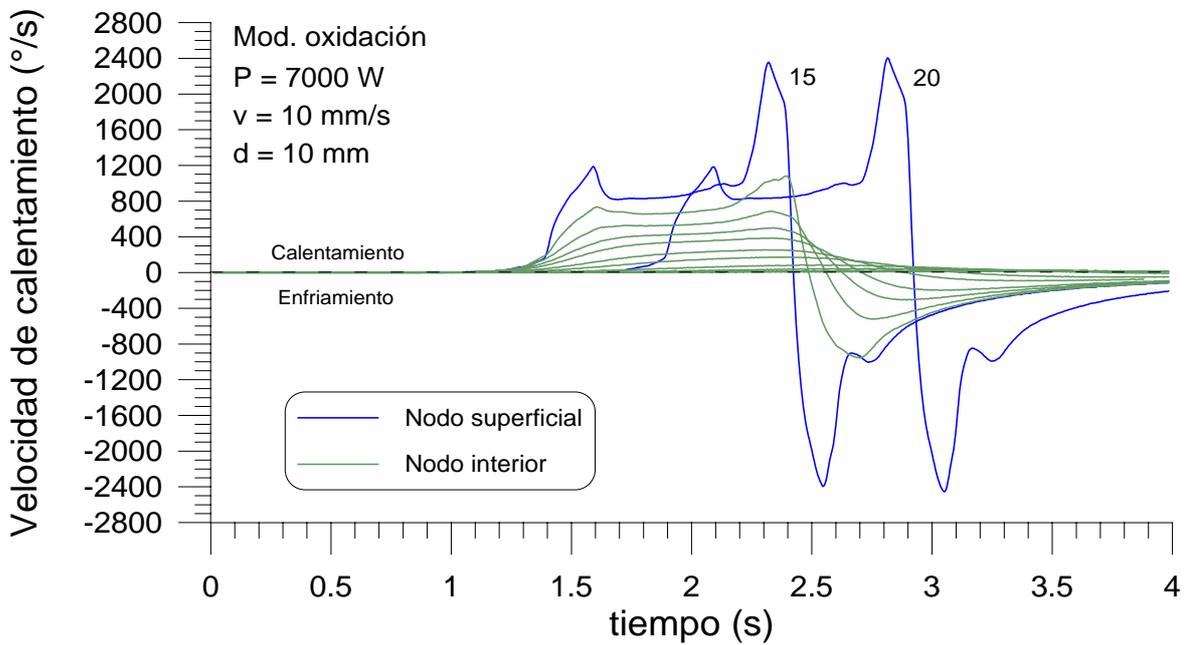


Figura 5.2.17. Ciclos de calentamiento-enfriamiento de nodos situados en la superficie y en el interior de la probeta para el modelo de oxidación superficial.

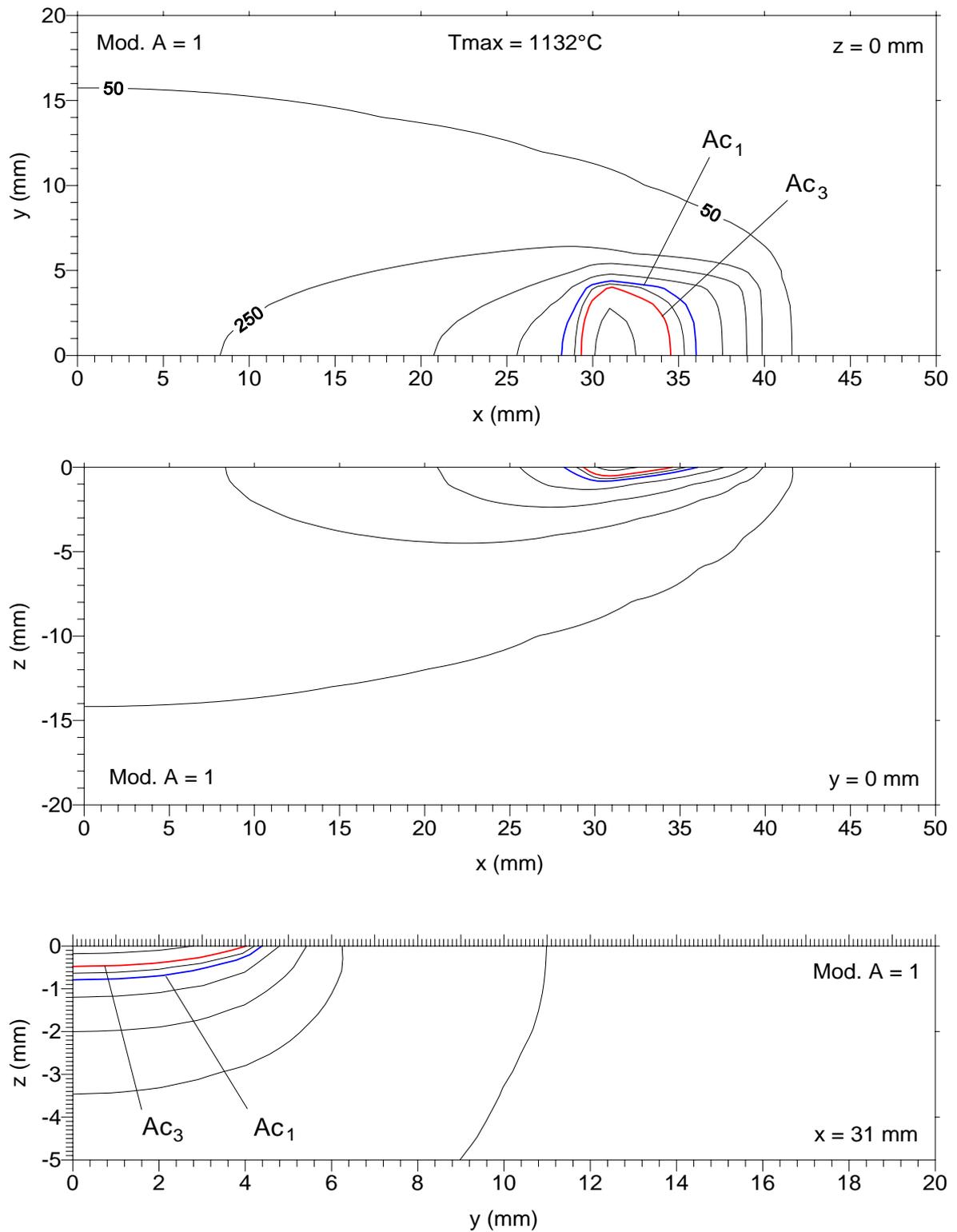


Figura 5.2.18. Campos de temperaturas en la probeta durante el proceso en el modelo de absorptancia de la superficie constante e igual a 1.

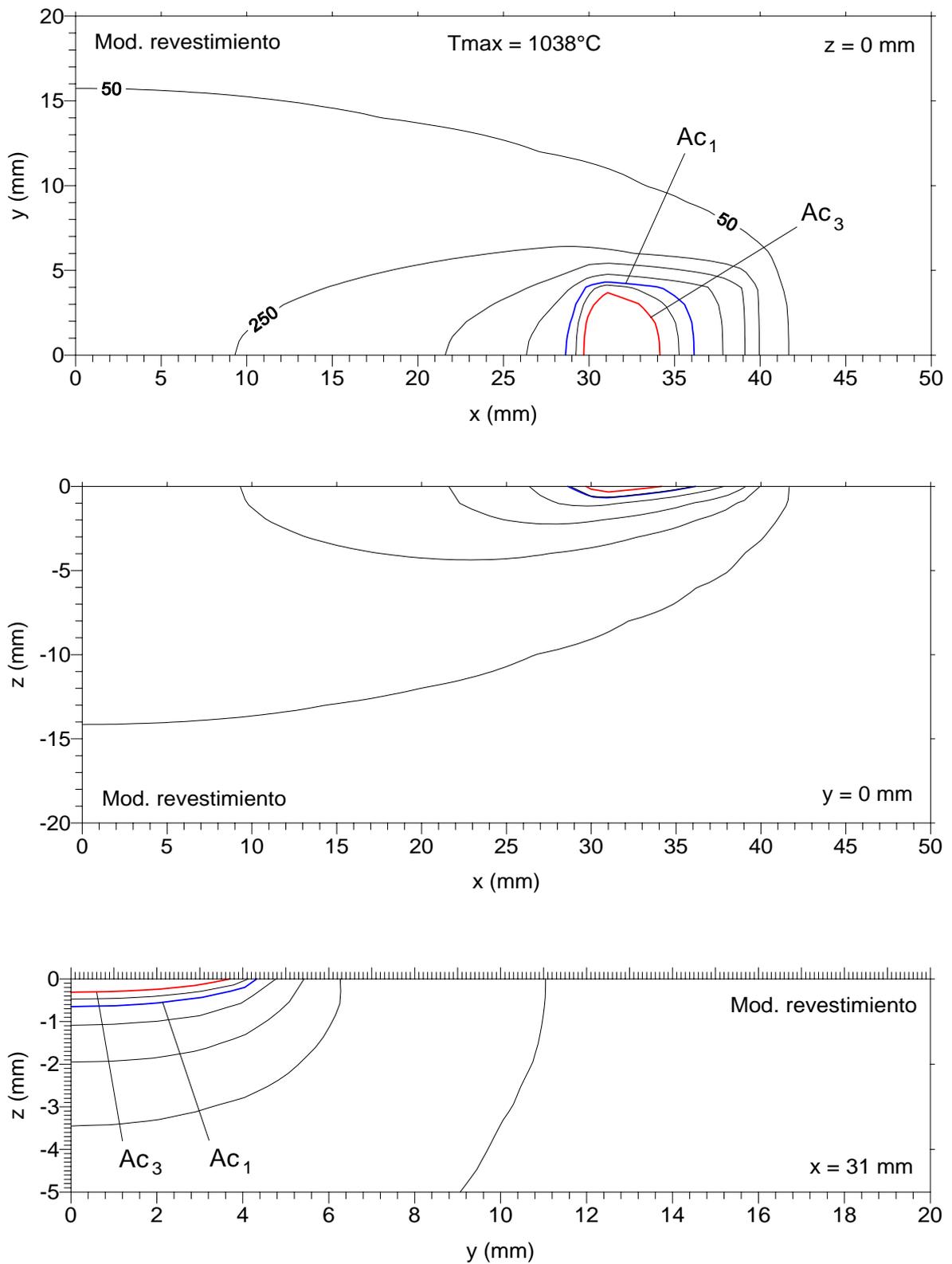


Figura 5.2.229. Campos de temperaturas en la probeta durante el proceso en el modelo de revestimiento superficial.

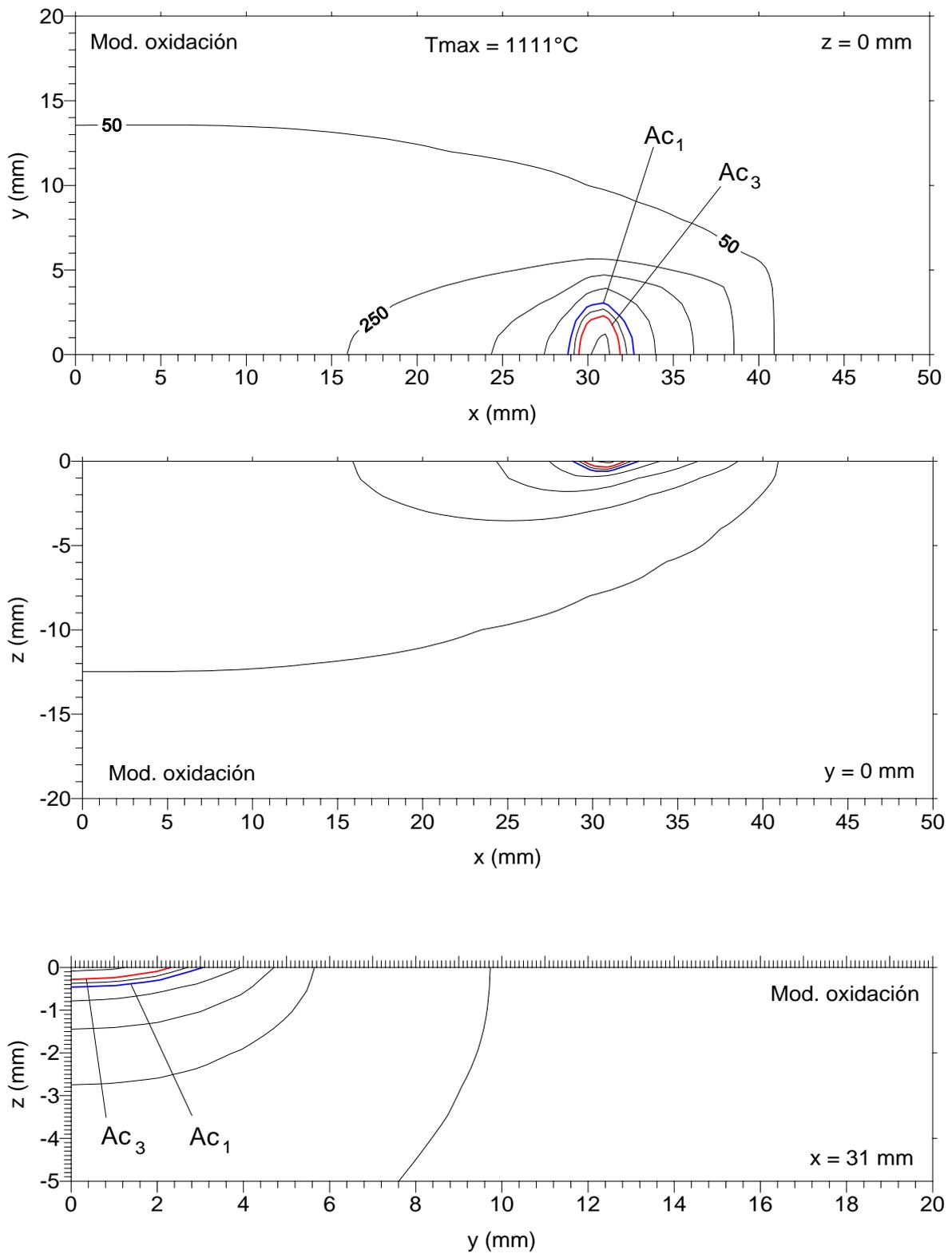


Figura 5.2.20. Campos de temperaturas en la probeta durante el proceso en el modelo de oxidación superficial.

A la vista de los resultados, la potencia necesaria para el modelo de oxidación (el de menor absorción de la superficie) es más de tres veces la considerada en el caso del revestimiento absorbente y de cinco en el modelo de absorción constante e igual a la unidad. Este último es un caso ideal, con lo cual para poder emplear una potencia lo más reducida posible, es necesario aumentar de alguna forma la absorción, lo que deja como opción más apropiada el uso del revestimiento absorbente. Este resultado respalda el empleo de este método para aumentar el rendimiento de los procesos de temple de materiales metálicos de baja absorción superficial a nivel industrial.

El efecto del diferente comportamiento dinámico de la superficie de la probeta durante el proceso en cada uno de los casos analizados también se advierte en el perfil de los ciclos térmicos obtenidos. En el caso del revestimiento superficial el calentamiento en un punto en la superficie se produce al principio de la incidencia más rápidamente, mientras que la oxidación hace que dicho calentamiento se acelere al final. Esta influencia no aparece como demasiado significativa en el tratamiento térmico superficial de acero, ya que en cualquiera de los casos estudiados, los ciclos térmicos y las velocidades de enfriamiento son lo suficientemente elevados para la obtención de la estructura martensítica al final del proceso.

5.3. RESULTADOS DE LOS PROCESOS DE TRATAMIENTO TÉRMICO SUPERFICIAL DE VIDRIO.

En esta sección se realizan simulaciones de procesos de tratamiento térmico superficial de vidrio con un objetivo doble. En primer lugar, verificar aplicabilidad y la conveniencia en la utilización de los modelos desarrollados para la simulación de procesos de materiales no metálicos, considerando el vidrio como representativo de este grupo de materiales. En segundo lugar, analizar la influencia de diversos parámetros en los procesos correspondientes.

Como primer parámetro a analizar se considera la absorptividad del material. A continuación, y en segundo lugar, el objetivo es poner de manifiesto la influencia de la distribución transversal de intensidad del haz en los resultados obtenidos para procesos realizados en régimen estático y dinámico.

Este último objetivo lleva implícito la cuestión de si es realmente necesario el empleo de un código tridimensional para la simulación de procesos láser sobre materiales como el vidrio, con una conductividad térmica relativamente baja, incluso en procesos que emplean una distribución de intensidad uniforme.

Para este segundo objetivo el análisis y los resultados mostrados corresponden a la siguiente secuencia de procesos:

- i) Procesos estáticos con distribución transversal de intensidad incidente uniforme.
- ii) Procesos estáticos con distribución de intensidad incidente según un patrón de interferencia 1.
- iii) Procesos estáticos con distribución de intensidad incidente según un patrón de interferencia 2
- iv) Procesos dinámicos con distribución de intensidad incidente según un patrón de interferencia 2.
- v) Procesos dinámicos con distribución de intensidad incidente según un patrón de interferencia 3 y una vibración en la componente de la distribución de intensidad perpendicular a la dirección de movimiento.

Como condiciones generales de todos los procesos se consideran que el haz incide perpendicularmente en la superficie de la probeta modelizada con geometría ortoédrica y que toda la intensidad incidente es absorbida por el material (absortancia constante e igual a uno). La probeta se mantiene durante todo el proceso en un horno, dentro del cual se calienta hasta una temperatura de 550°C, valor que se toma como temperatura inicial de todos los puntos nodales de la probeta y como temperatura ambiente en el proceso. Finalmente es necesario indicar que no se tienen en cuenta las pérdidas por convección o radiación en los procesos.

En los procesos dinámicos se considera que la velocidad de barrido se mantiene constante hasta el final del proceso y que en el instante inicial el haz láser se encuentra justo en el borde sobre la probeta.

5.3.1. INFLUENCIA DE LA ABSORTIVIDAD DEL MATERIAL.

El objetivo es poner de manifiesto la influencia de la absorptividad del material en los ciclos y campos térmicos obtenidos durante los procesos de tratamiento térmico superficial de vidrio.

Para ello se llevan a cabo simulaciones del módulo tridimensional tomando dos valores de la absorptividad para el mismo material. Los procesos se llevan a cabo sobre probetas de vidrio B-270 discretizada, según especifica la Tabla V.3.1, mediante la incidencia estática de un haz de distribución de intensidad cuadrada uniforme.

Se emplean los valores para la absorptividad: $7 \cdot 10^4 \text{ m}^{-1}$ (valor ficticio) y $7 \cdot 10^6 \text{ m}^{-1}$ (valor real del vidrio), y dos potencias e intervalos de tiempo de interacción adecuados para obtener resultados (ciclos térmicos) comparables.

Se considera la absorptancia de la superficie constante e igual a la unidad, es decir, se considera como hipótesis de trabajo que toda la intensidad incidente es absorbida en el material.

Tabla V.3.1. Parámetros del proceso.

PARÁMETROS DEL PROCESO.	
Material	Vidrio B-270
Geometría de la probeta	Ortoédrica
Dimensiones de la probeta	45 x 45 x 10 mm
Densidad	2500 kg m ⁻³
Capacidad calorífica	1000 J kg ⁻¹ K ⁻¹
Conductividad térmica	= f (T): Figura 5.1.3
Temperatura inicial	550°C
Absortividad	$7 \cdot 10^4 \text{ m}^{-1}$ - $7 \cdot 10^6 \text{ m}^{-1}$
Absortancia	1
Distribución de intensidad incidente	Cuadrada uniforme
Velocidad de proceso	0 mm s ⁻¹
Dimensiones del haz	9 x 9 mm
Proceso 1	
Potencia	105 W
Duración del pulso	0.5 s
Proceso 2	
Intensidad del haz	40 W
Duración del pulso	6.0 s

En la Figura 5.3.1 se muestra la variación de la intensidad transmitida y absorbida en el material en función de la profundidad de la probeta para los dos valores de la absorptividad considerados.

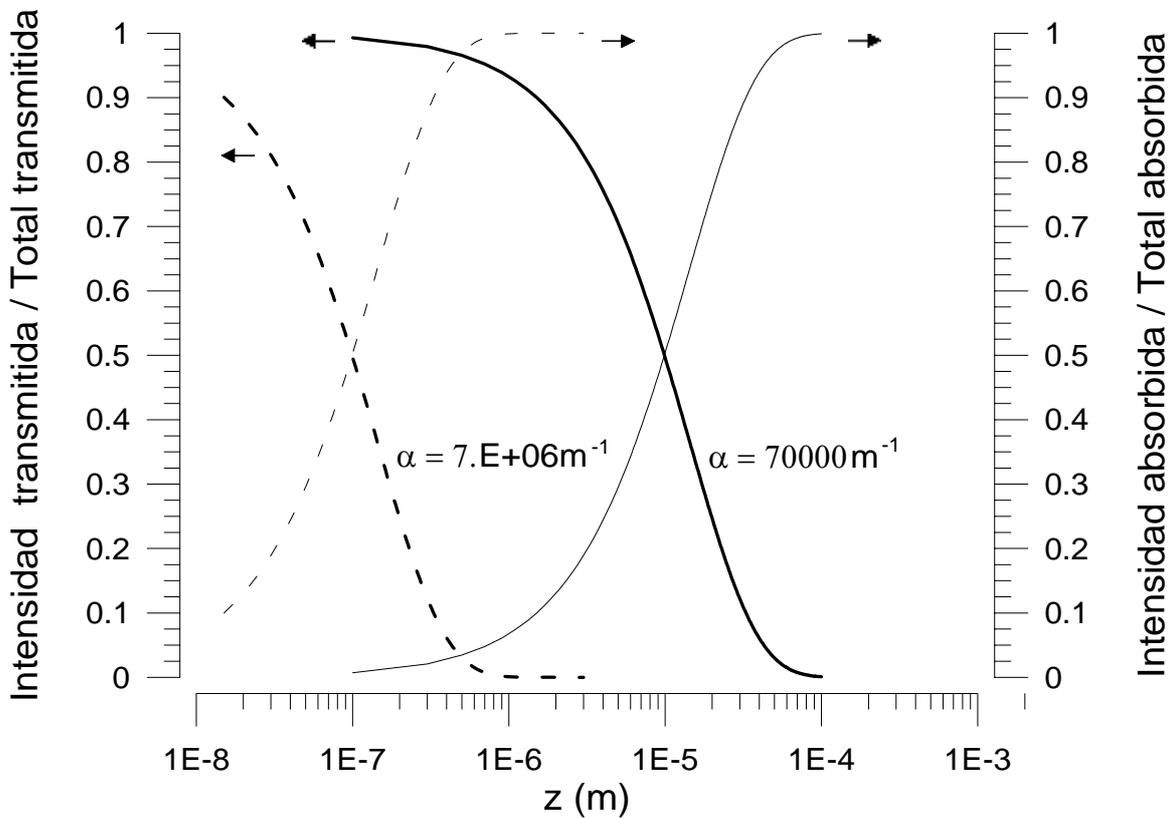


Figura 5.3.1. Intensidad absorbida y transmitida en función de la profundidad para los dos valores de la absorptividad del material considerados.

Es interesante observar que, para la mayor de absorptividades la intensidad es absorbida prácticamente en un espesor de una micra, mientras que para la menor el espesor de absorción llega hasta una décima de milímetro. La Figura 5.3.2 facilita las fracciones de la intensidad absorbida en cada fila de elementos según el eje OZ en relación a la intensidad total absorbida para la menor de las absorptividades consideradas ya que para la mayor, la intensidad es absorbida totalmente en la primera capa de elementos de volumen, que tiene un espesor de 5 micras.

La discretización espacial empleada se facilita en la Tabla V.3.2 y se esquematiza gráficamente en la Figura 5.3.3.

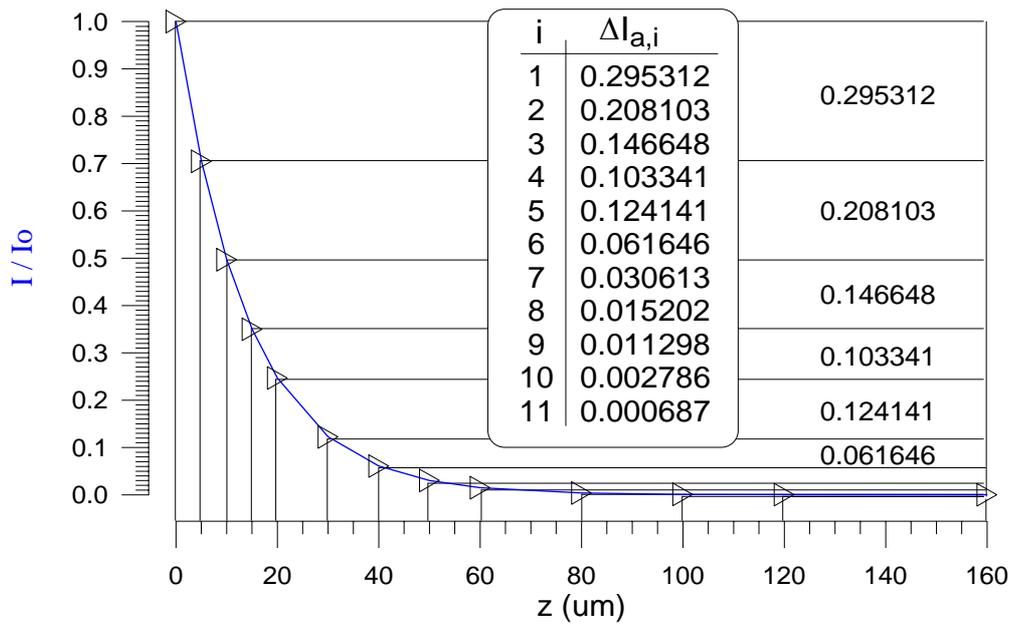


Figura 5.3.2. Fracción de intensidad absorbida en cada capa de elementos de volumen según el eje OZ de la malla discretizada para una absorptividad del material, $\alpha = 70000 \text{ m}^{-1}$

Tabla V.3.2. Características de la discretización.

Concepto	Número	Dimensiones (mm)
Probeta discretizada		22.5 x 22.5 x 10
Nº total de filas de elementos según el eje OX	15	
	15	0.5
Nº total de filas de elementos según el eje OY	15	
	15	0.5
Nº total de filas de elementos según el eje OZ	25	
	4	0.005
	4	0.01
	3	0.02
	2	0.04
	3	0.1
	2	0.25
	2	0.5
	3	1
	1	5
	1	0.1

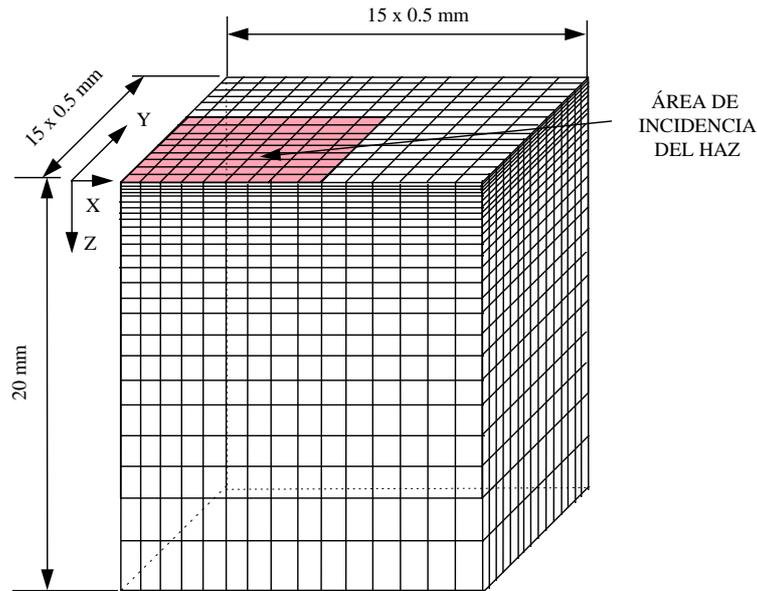


Figura 5.3.3. Esquema de la discretización espacial de la probeta de vidrio.

Las Figuras 5.3.4-7 muestran los ciclos térmicos obtenidos en puntos a distinta profundidad, y pertenecientes al eje perpendicular a la superficie que pasa por el centro del área de incidencia. Las Figuras 5.3.8-9 comparan los resultados para los procesos con diferente absorptividad.

A la vista de los resultados, se pone de manifiesto la débil influencia de la absorptividad en los ciclos térmicos de los procesos de tratamiento superficial de vidrio con láser de CO₂.

Tabla V.3.3. Resumen de resultados para los distintos procesos.

Potencia (W)	Duración (s)	Absortividad (m ⁻¹)	Incremento de temperatura máxima (°C)	Diferencia
105	0.5	$7 \cdot 10^4 \text{ m}^{-1}$	429.6	--
105	0.5	$7 \cdot 10^6 \text{ m}^{-1}$	435.9	+1.4%
40	6	$7 \cdot 10^4 \text{ m}^{-1}$	432.3	--
40	6	$7 \cdot 10^6 \text{ m}^{-1}$	434.2	+0.4%

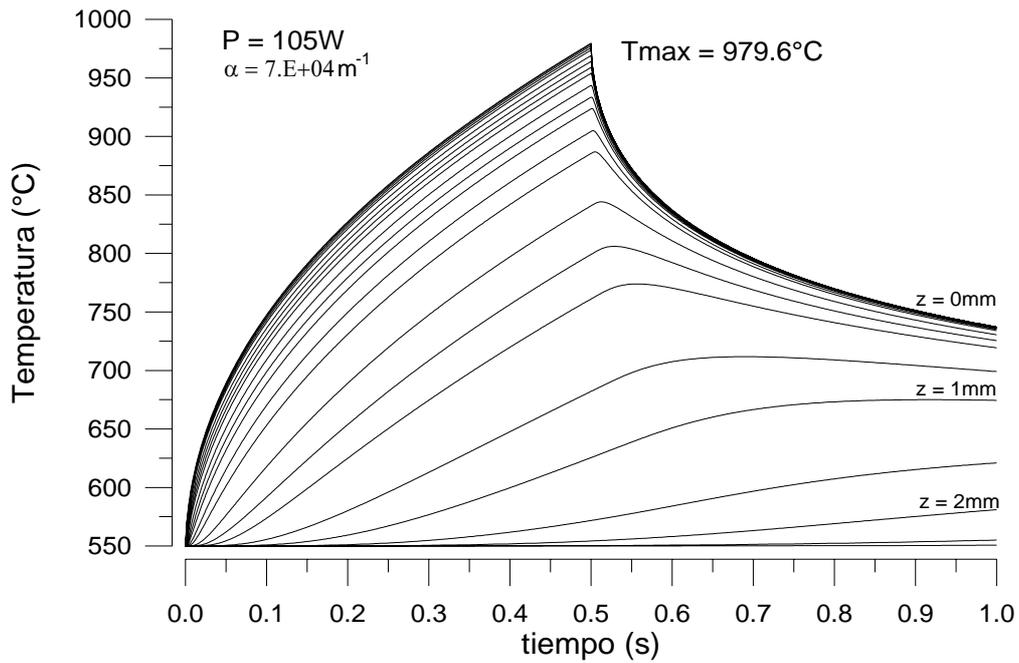


Figura 5.3.4. Ciclos térmicos de puntos situados a distinta profundidad del eje perpendicular a la superficie que pasa por el centro del área de incidencia. $P = 105 W$; $t = 0.5 s$; $\alpha = 7 \cdot 10^4 m^{-1}$

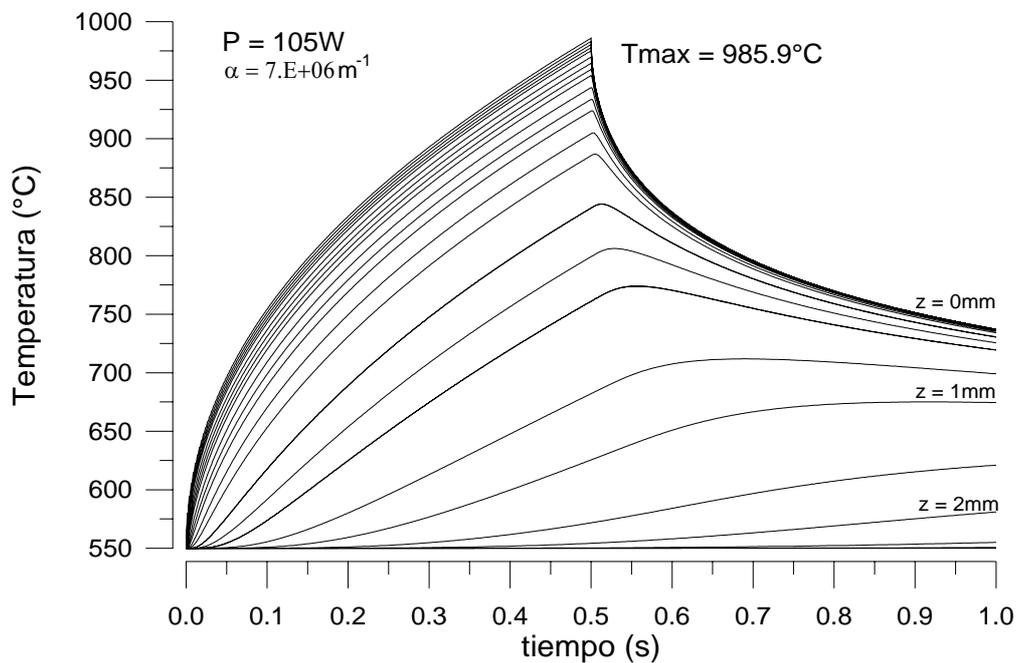


Figura 5.3.5. Ciclos térmicos de puntos situados a distinta profundidad del eje perpendicular a la superficie que pasa por el centro del área de incidencia. $P = 105 W$; $t = 0.5 s$; $\alpha = 7 \cdot 10^6 m^{-1}$

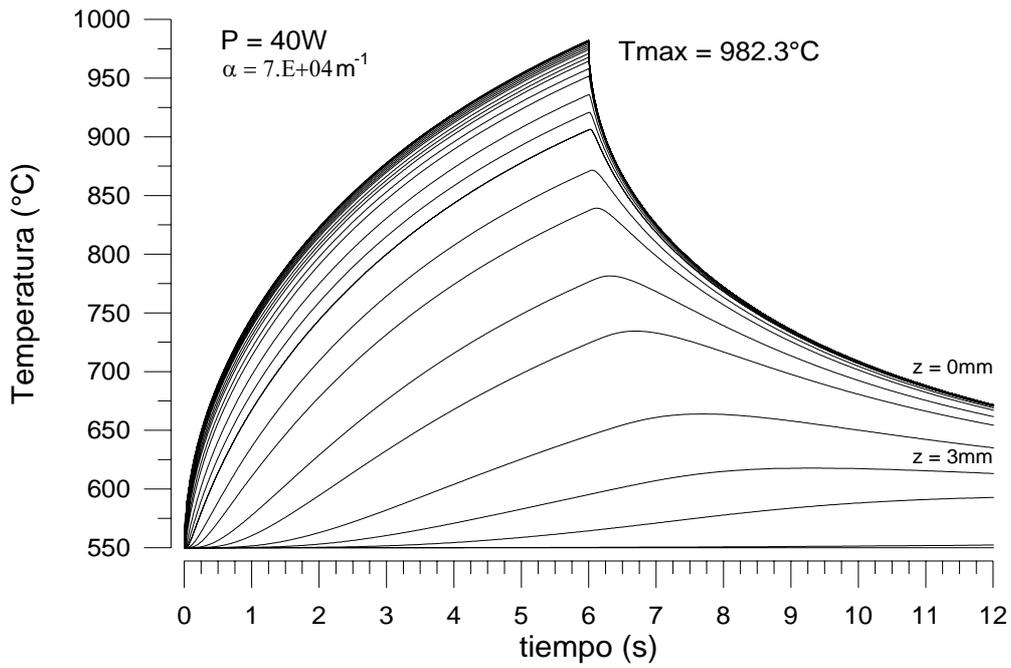


Figura 5.3.6. Ciclos térmicos de puntos situados a distinta profundidad del eje perpendicular a la superficie que pasa por el centro del área de incidencia. $P = 40 W$; $t = 6 s$; $\alpha = 7 \cdot 10^4 m^{-1}$

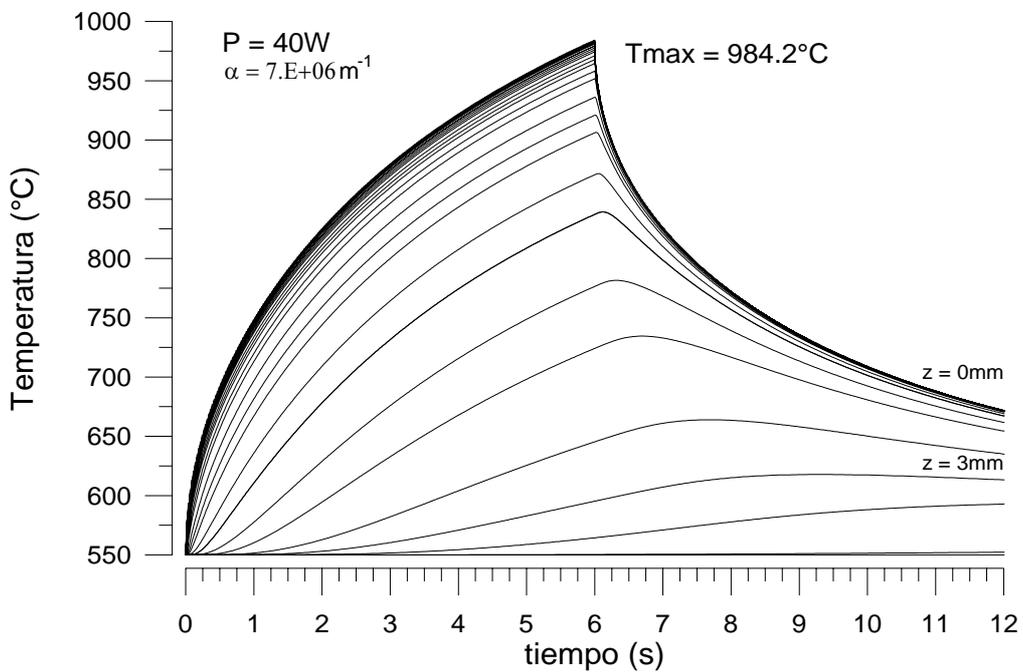


Figura 5.3.7. Ciclos térmicos de puntos situados a distinta profundidad del eje perpendicular a la superficie que pasa por el centro del área de incidencia. $P = 40 W$; $t = 6 s$; $\alpha = 7 \cdot 10^6 m^{-1}$

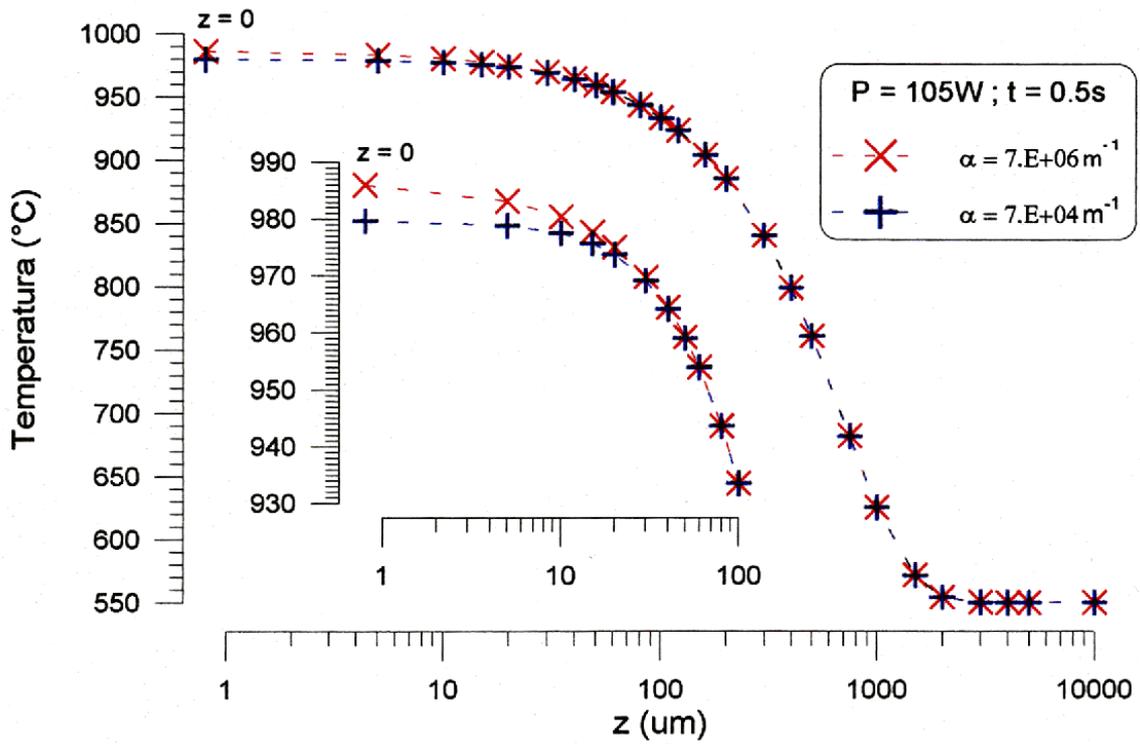


Figura 5.3.8. Temperatura alcanzada en función de z en puntos del eje perpendicular a la superficie que pasa por el centro del área de incidencia. $P = 105\text{ W}$; $t = 0.5\text{ s}$.

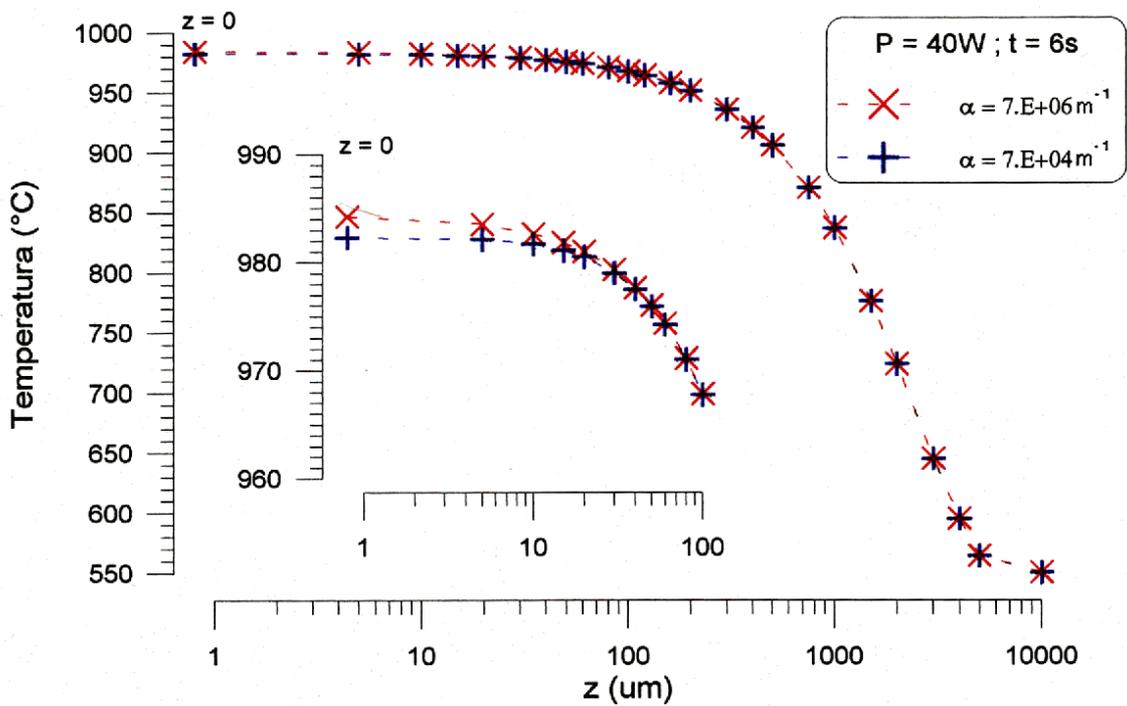


Figura 5.3.9. Temperatura alcanzada en función de z en puntos del eje perpendicular a la superficie que pasa por el centro del área de incidencia. $P = 40\text{ W}$; $t = 6\text{ s}$.

5.3.2. PROCESOS ESTÁTICOS CON DISTRIBUCIÓN DE INTENSIDAD UNIFORME.

En este apartado se modeliza el procesado de vidrio realizado con una distribución transversal de intensidad láser incidente uniforme con velocidad nula sobre la probeta. Se llevan a cabo varios procesos de calentamiento en los que únicamente se modifica la potencia del haz y el tiempo de interacción. La distribución transversal de intensidad del haz incidente tiene una geometría cuadrada de 9 mm de lado. Si bien la dimensión total de la probeta real es de 24 x 24 x 10 mm se aprovecha la existencia de dos planos de simetría para construir una malla espacial más pequeña y ahorrar así un 75% en el número de elementos de volumen. El número de elementos de volumen queda en 4800 y el de nodos en 5733. En la Tabla V.3.4 se muestran las características de la discretización.

Tabla V.3.4. Características de la discretización espacial.

Concepto	Número	Dimensiones (mm)
Probeta discretizada		12 x 12 x 10
Nº total de filas de elementos según el eje OX	20	
	20	0.6
Nº total de filas de elementos según el eje OY	20	
	20	0.6
Nº total de filas de elementos según el eje OZ	12	
	2	0.01
	2	0.04
	2	0.2
	1	0.5
	4	1
	1	5

En la Tabla V.3.5 se muestran las potencias y tiempos de incidencia en cada caso. Las temperaturas alcanzadas en distintos puntos del eje que pasa por el centro del área de incidencia durante el proceso de calentamiento y los campos térmicos superficiales en el instante final se representan gráficamente en las Figuras 5.3.10-19.

Tabla V.3.5. Valores de potencia y tiempo de interacción para cada proceso.

Proceso	Potencia (W)	Tiempo (s)	Figuras
1	12	20	5.3.10-11
2	24	10	5.3.12-13
3	40	7	5.3.14-15
4	80	2.5	5.3.16-17
5	800	0.03	5.3.18-19

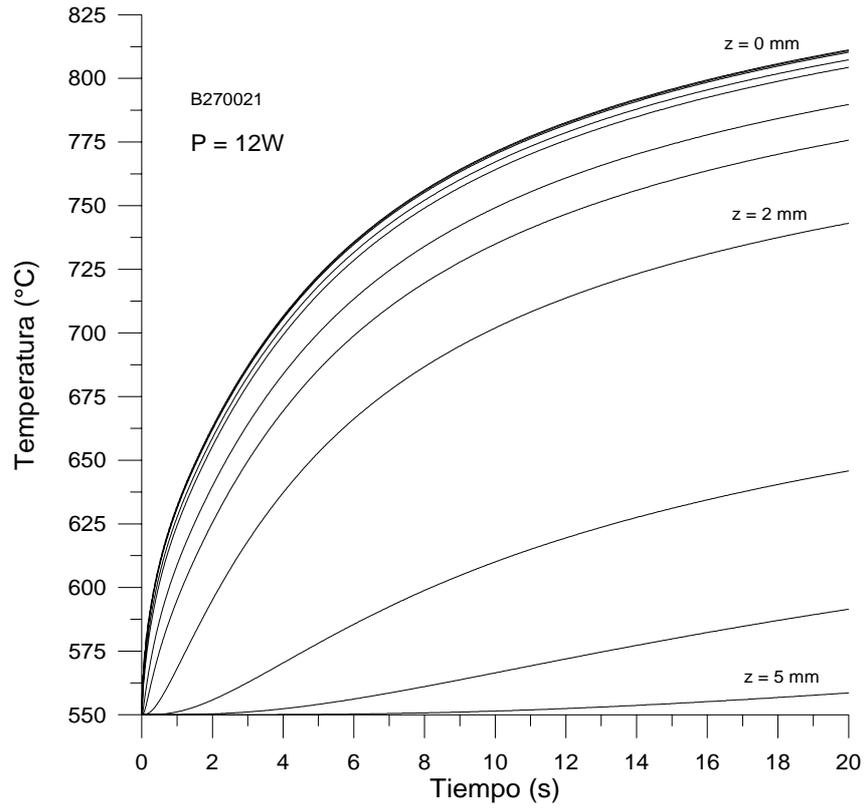


Figura 5.3.10. Evolución de la temperatura para $P = 12 \text{ W}$ y $t_L = 20 \text{ s}$.

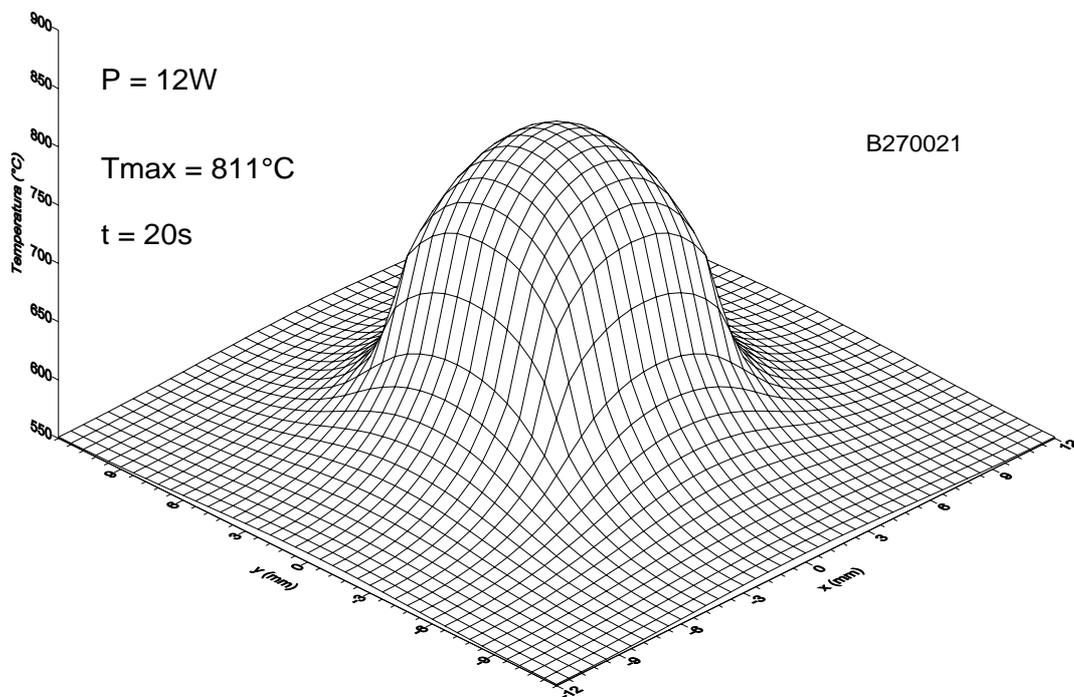


Figura 5.3.11. Campo térmico superficial para $P = 12 \text{ W}$ y $t_L = 20 \text{ s}$.

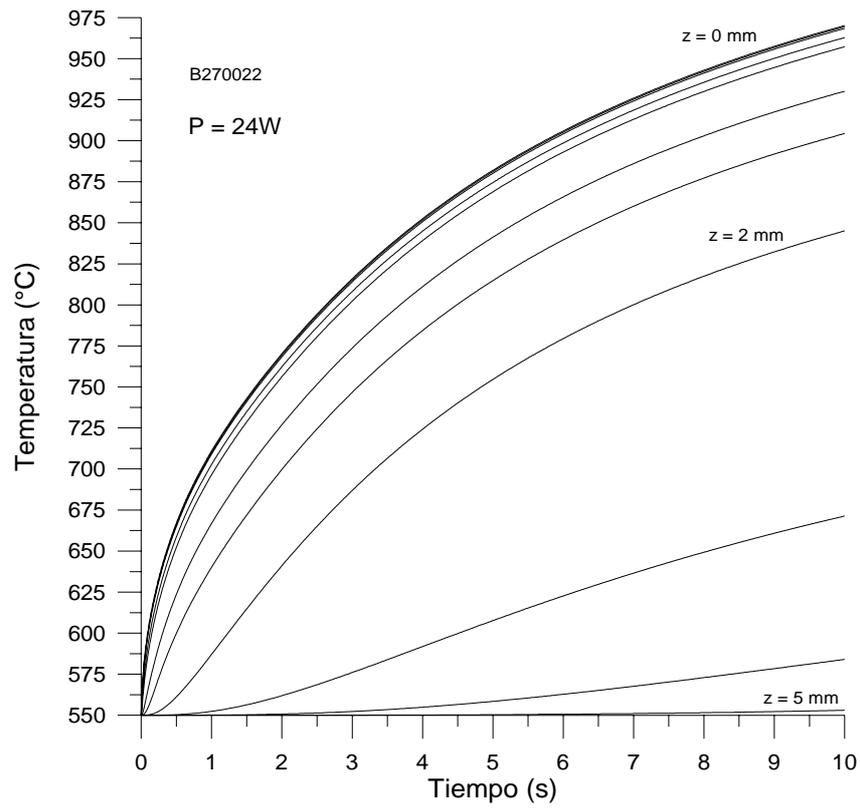


Figura 5.3.12. Evolución de la temperatura para $P = 24 \text{ W}$ y $t_L = 10 \text{ s}$.

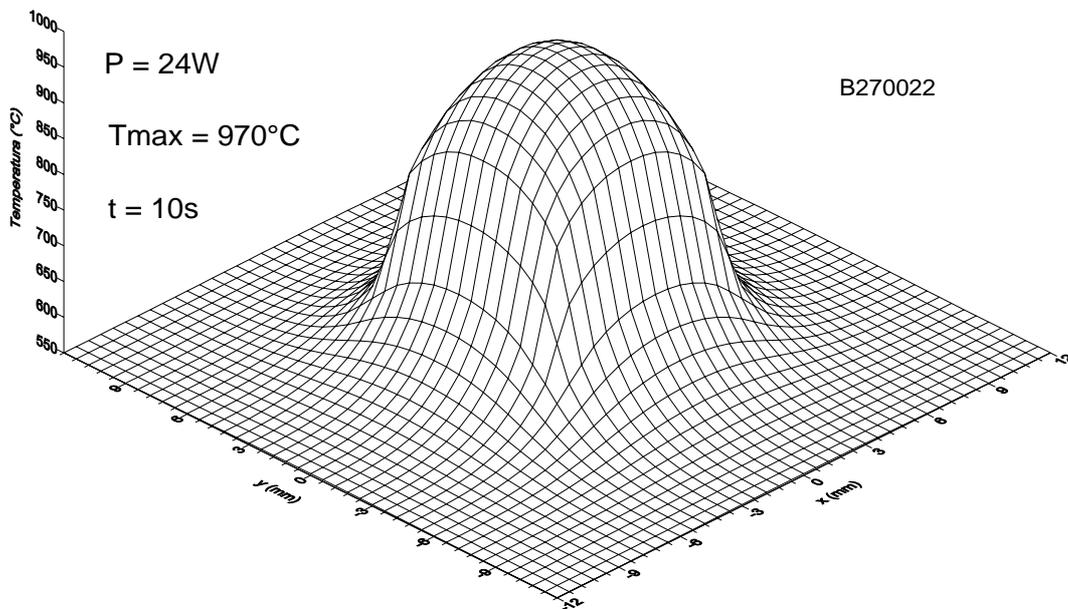


Figura 5.3.13. Campo térmico superficial para $P = 24 \text{ W}$ y $t_L = 10 \text{ s}$.

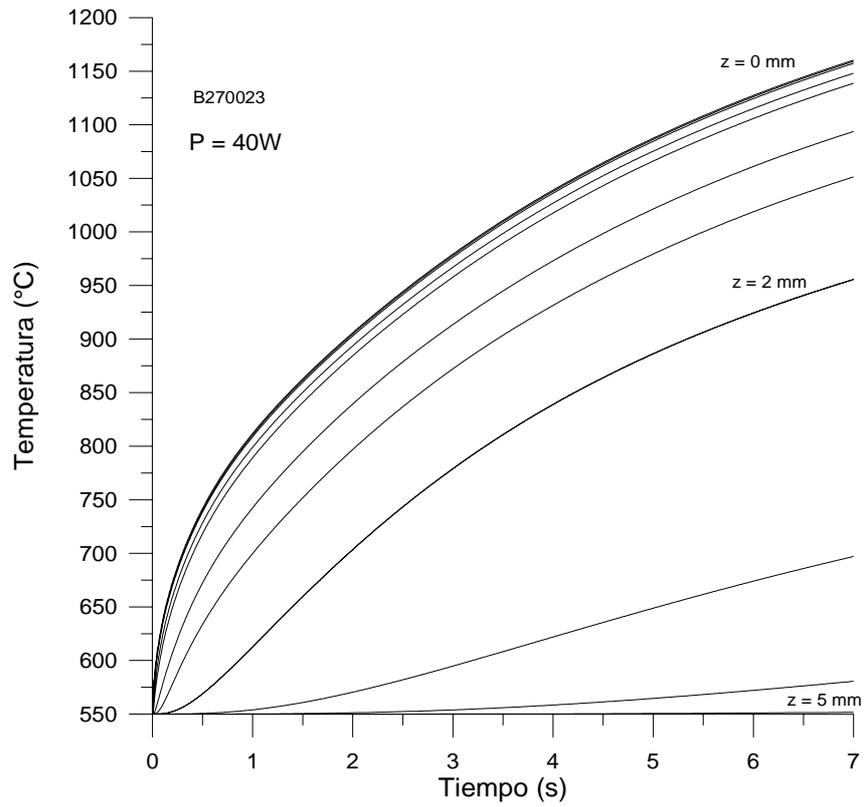


Figura 5.3.14. Evolución de la temperatura para $P = 40 \text{ W}$ y $t_L = 7 \text{ s}$.

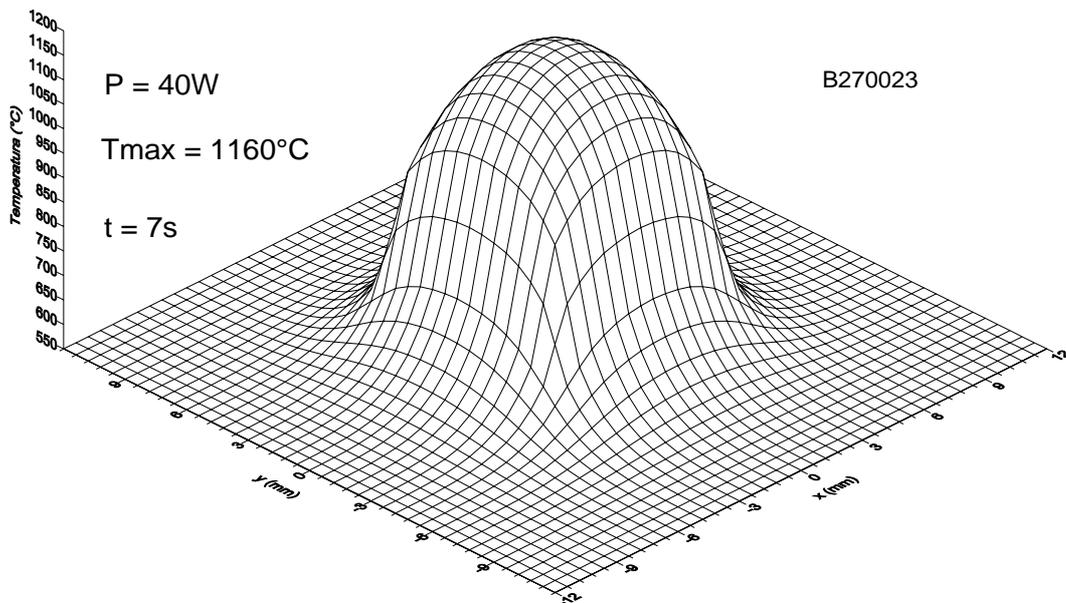


Figura. 5.3.15. Campo térmico superficial para $P = 40 \text{ W}$ y $t_L = 7 \text{ s}$.

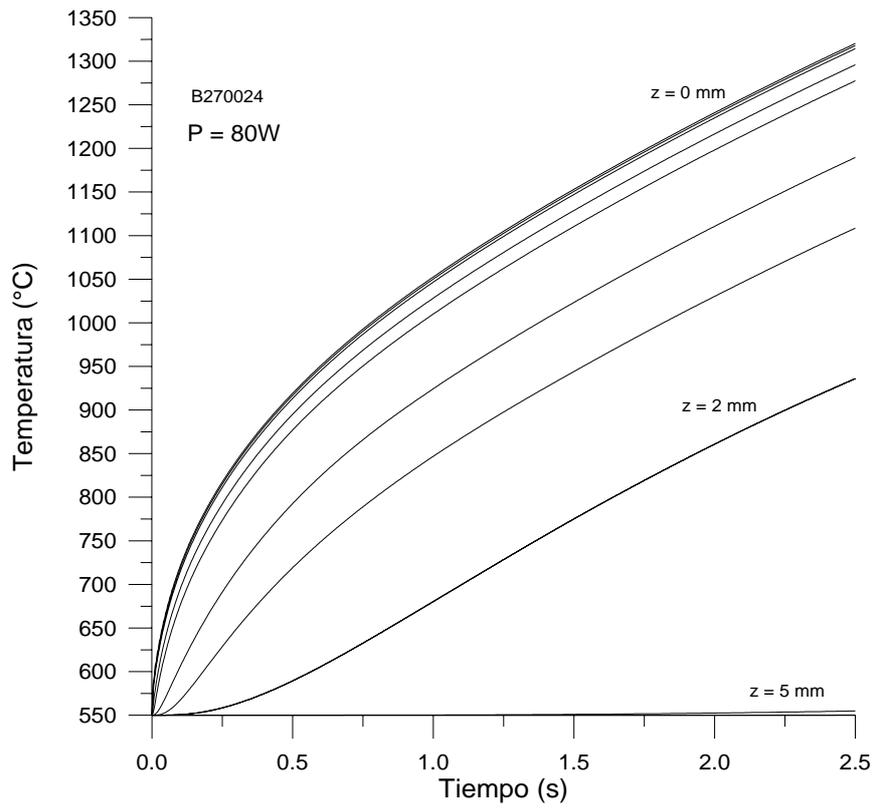


Figura 5.3.16. Evolución de la temperatura para $P = 80 \text{ W}$ y $t_L = 2.5 \text{ s}$.

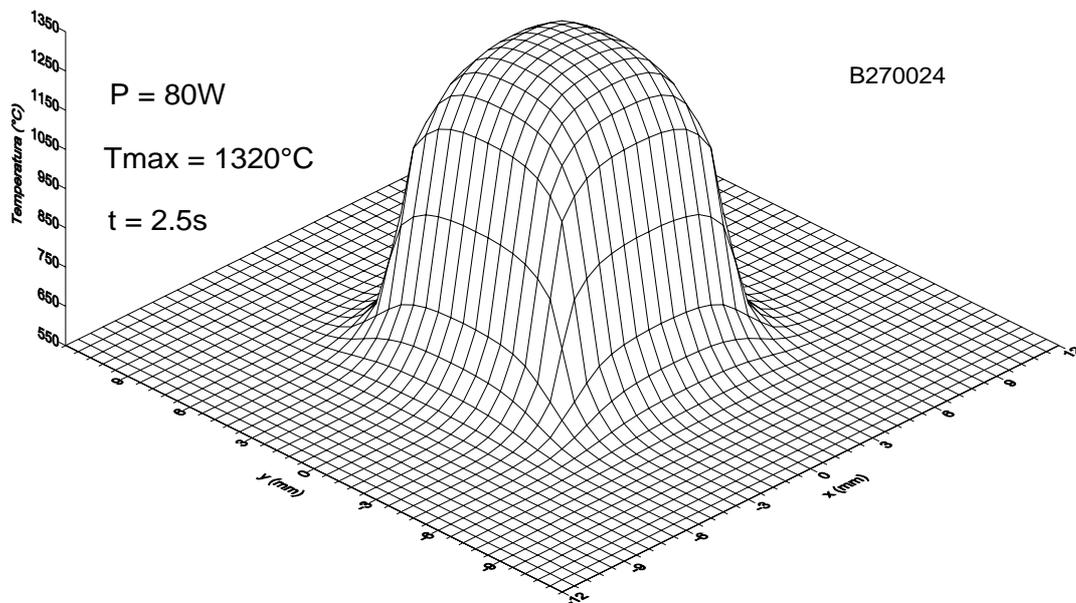


Figura. 5.3.17. Campo térmico superficial para $P = 80 \text{ W}$ y $t_L = 2.5 \text{ s}$.

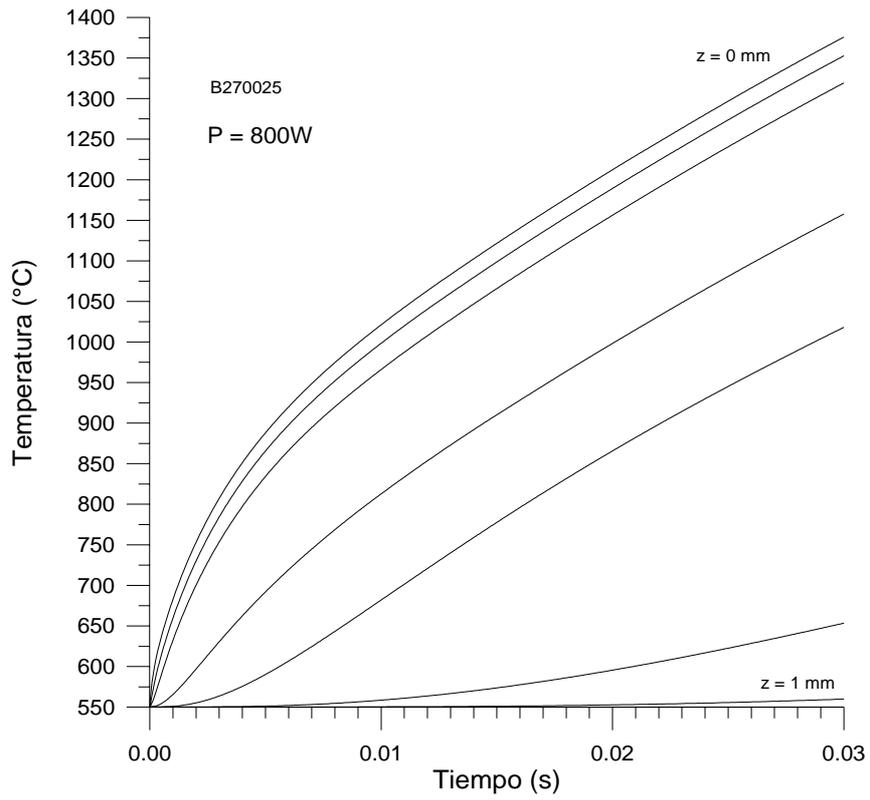


Figura 5.3.18. Evolución de la temperatura para $P = 800 \text{ W}$ y $t_L = 0.03 \text{ s}$.

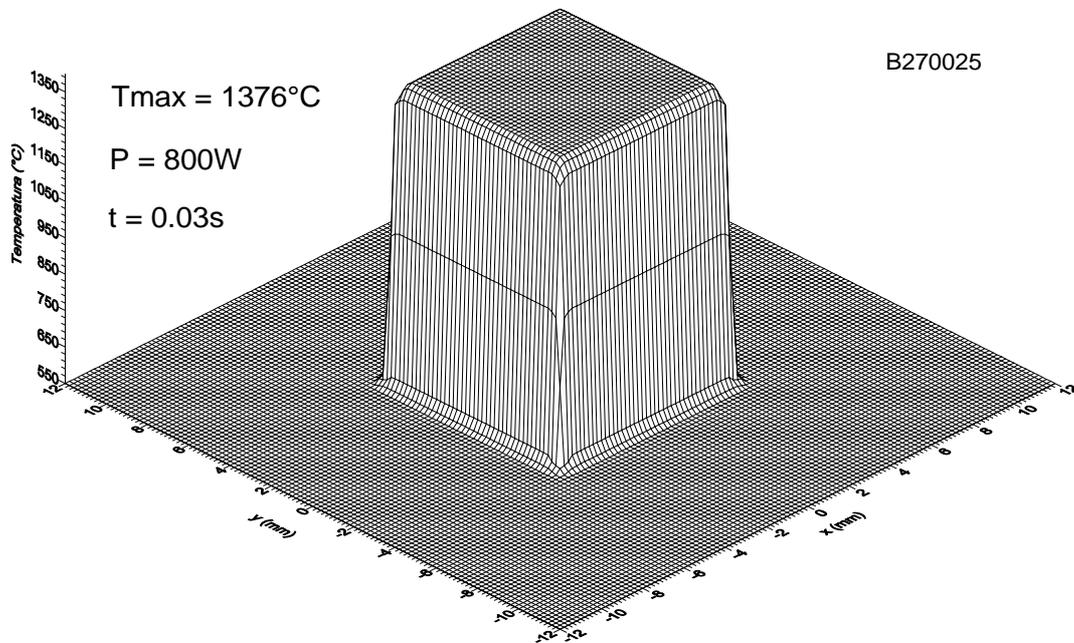


Figura 5.3.19. Campo térmico superficial para $P = 800 \text{ W}$ y $t_L = 0.03 \text{ s}$.

En primer lugar, a la vista de los resultados, se pone de manifiesto la necesidad de utilizar un modelo tridimensional para la simulación de estos procesos estáticos con una distribución de intensidad uniforme. Para el análisis de los procesos no es suficiente la determinación de las temperaturas alcanzadas en puntos a distintas profundidades de la probeta pertenecientes a un eje perpendicular a la superficie de incidencia. Sólo en el caso de mayor potencia podría ser aceptable la utilización de un modelo unidimensional. En la Tabla V.3.6 se facilitan las longitudes de difusión térmica para cada proceso, calculadas según la expresión $\delta_t = 2\sqrt{\chi \cdot t_L}$, considerando una difusividad térmica media para la evolución de la temperatura del nodo central del área de incidencia del haz en la superficie de la probeta.

Tabla V.3.6. Longitudes de difusión térmica para cada proceso.

Proceso	Potencia (W)	Tiempo (s)	δ_t (m)
1	12	20	$8.0 \cdot 10^{-3}$
2	24	10	$5.6 \cdot 10^{-3}$
3	40	7	$4.8 \cdot 10^{-3}$
4	80	2.5	$2.9 \cdot 10^{-3}$
5	800	0.03	$3.3 \cdot 10^{-4}$

En los cuatro primeros casos, la longitud de difusión térmica es del orden de magnitud del tamaño del haz. El campo térmico superficial en el instante final de incidencia es más suave conforme disminuye la potencia y aumenta el tiempo de interacción, debido a la transmisión del calor por conducción en todas las direcciones: la longitud de difusión térmica aumenta. En el caso de la potencia de 800W, el campo térmico superficial se asemeja a un cubo, debido a la reducidísima transmisión de calor por conducción hacia las zonas más cercanas a la superficie de incidencia, por el reducido valor de la conductividad térmica del vidrio y el *corto* intervalo de tiempo que dura el proceso. En este proceso la longitud de difusión térmica es casi 27 veces menor que el tamaño del haz láser.

Para las potencias y tiempos de interacción empleados las dimensiones limitadas de la probeta modelizada apenas influyen en los resultados. Con respecto a la dirección perpendicular a la superficie de incidencia, no se produce un aumento sensible de la temperatura en puntos situados a distancias superiores a 5 mm de la superficie. En el caso de la mayor potencia y el menor tiempo de interacción, esta distancia se reduce a 1 mm. Este resultado también concuerda con el valor de la longitud de difusión térmica de cada proceso.

5.3.3. PROCESOS ESTÁTICOS CON DISTRIBUCIÓN DE INTENSIDAD SEGÚN PATRÓN INTERFERENCIAL 1.

En esta sección se modeliza el procesado de vidrio mediante una distribución transversal de intensidad láser incidente que sigue un patrón interferencial de contraste infinito con velocidad nula sobre la probeta.

El objetivo de este apartado es doble: en primer lugar, dejar constancia de la necesidad de la utilización de un modelo tridimensional en un caso de distribución de intensidad no uniforme y una baja conductividad térmica en el material y, en segundo lugar, determinar la diferencia de temperaturas alcanzadas en distintos puntos pertenecientes al área de incidencia del haz.

Se llevan a cabo varios procesos de calentamiento y enfriamiento en los que se modifica únicamente la potencia del haz y el tiempo de interacción. Si bien el tamaño total de la probeta real es de 24 x 24 x 20 mm, se vuelve a aprovechar la existencia de dos planos de simetría para construir una malla espacial más pequeña. El número de elementos de volumen queda en 12716 y el de nodos en 14700. En la Tabla V.3.7 se muestran las características de la discretización espacial empleada.

Tabla V.3.7. Características de la discretización espacial.

Concepto	Número	Dimensiones (mm)
Probeta discretizada		12 x 12 x 20
Nº total de filas de elementos según el eje OX	34	
	Variable	$dx_{\text{mín}} = 0.05\text{mm}$
Nº total de filas de elementos según el eje OY	34	
	Variable	$dy_{\text{mín}} = 0.05\text{mm}$
Nº total de filas de elementos según el eje OZ	12	
	2	0.01
	2	0.04
	2	0.2
	1	0.5
	2	2
	1	5
	1	5

La geometría del haz es cuadrada de lado $l_c = 8.4$ mm, y la distribución de la intensidad incidente, $I(x,y)$ en W m^{-2} , del haz láser sobre la probeta de vidrio sigue un patrón interferencial de contraste infinito que viene definido por la expresión:

$$I(x, y) = I_0 \cdot \text{sen}^8\left(\frac{2\pi}{\lambda}x\right) \cdot \text{sen}^8\left(\frac{2\pi}{\lambda}y\right) \quad \text{en el dominio} \quad \begin{cases} -l_c/2 \leq x \leq l_c/2 \\ -l_c/2 \leq y \leq l_c/2 \end{cases} \quad (5.3.1)$$

$$I(x, y) = 0 \quad \text{fuera del dominio anterior}$$

quedando I_0 determinada por la potencia láser incidente P mediante la expresión

$$I_0 = \frac{P}{0.074768 \cdot l_c^2} \quad (5.3.2)$$

y siendo $\lambda/2$ la interfranja del patrón de interferencia que toma el mismo valor = 0.6 mm en todos los procesos. En la Figura 5.3.20 se representa gráficamente esta distribución transversal de intensidad.

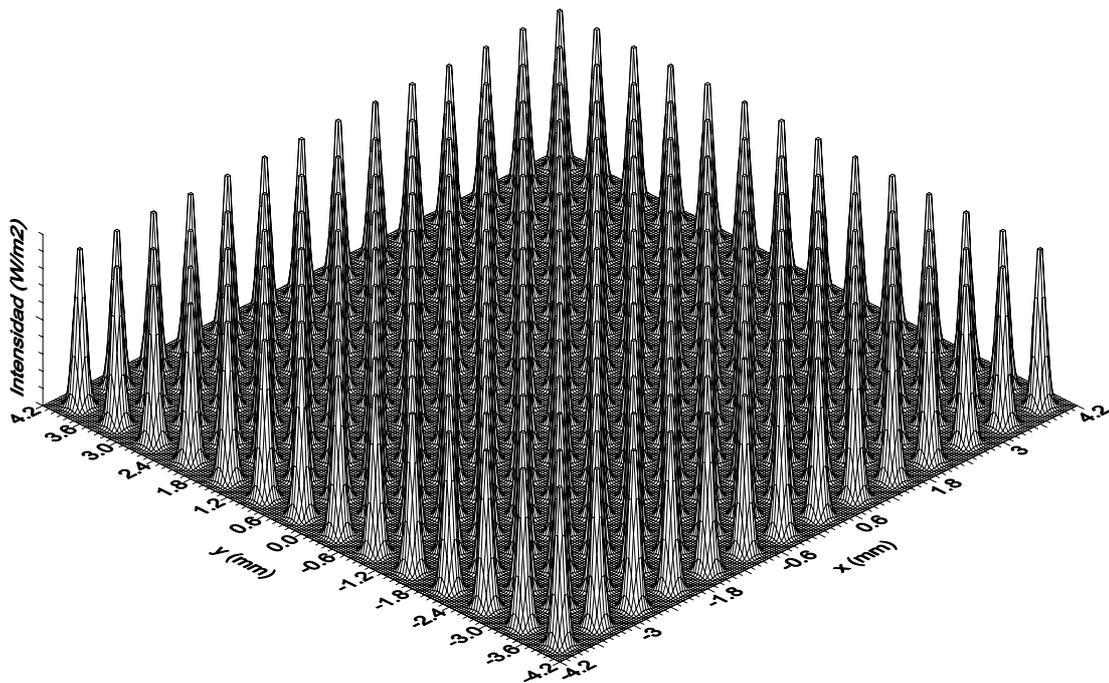


Figura 5.3.20. Distribución transversal de intensidad utilizada.

En la Tabla V.3.8 se facilitan la potencia del haz incidente y el tiempo de incidencia en cada uno de los casos analizados.

Tabla V.3.8. Potencia del haz incidente y tiempo de incidencia para cada proceso.

Proceso	Potencia (W)	Tiempo (s)	Figuras
1	12	20	5.3.21-22
2	24	10	5.3.23-24
3	40	7	5.3.25-26
4	80	2.5	5.3.27-28
5	800	0.03	5.3.29

En las Figuras 5.3.21, 5.3.23, 5.3.25, 5.3.27 y 5.3.29, se muestran las temperaturas alcanzadas en los nodos más centrados de la superficie de incidencia, correspondientes a un pico y un valle de la distribución transversal de intensidad incidente en cada proceso, respectivamente. Las cruces en las gráficas, corresponden a la máxima temperatura alcanzada en la superficie en el caso de la distribución transversal de intensidad uniforme correspondiente. Esta temperatura es la calculada en la sección 5.3.2.

En la simulación del caso de mayor potencia ($P = 800 \text{ W}$, $t_L = 0.03 \text{ s}$), los resultados del proceso se representan incompletos. Esto es debido a que, para este caso, las temperaturas alcanzadas superan el límite superior de definición de las propiedades termofísicas en función de la temperatura como datos de entrada de los modelos, motivo por el cual la ejecución de la simulación se interrumpe.

Por otra parte, en las Figuras 5.3.22, 5.3.24, 5.3.26 y 5.3.28 se representan gráficamente los campos térmicos superficiales obtenidos en el instante final de incidencia del haz en cada uno de los procesos, excepto al correspondiente al caso de mayor potencia.

En primer lugar y en función de los resultados obtenidos, se pone de manifiesto la necesidad de utilizar un modelo tridimensional para la simulación de estos procesos. Para el análisis de los procesos no es suficiente la determinación de las temperaturas alcanzadas ni en un único nodo de la superficie de la probeta, ni en nodos a distintas profundidades de la probeta pertenecientes a un eje perpendicular a la superficie de incidencia.

El campo térmico superficial en el instante final de incidencia es más suave conforme disminuye la potencia y aumenta el tiempo de interacción debido a la transmisión del calor por conducción en todas las direcciones.

Según se muestra en la Figura 5.3.30, la diferencia de temperatura alcanzada entre nodos de la superficie situados en un pico y un valle de la distribución de intensidad incidente crece casi linealmente con la potencia del haz y tiende en cada proceso a un valor constante con el tiempo de incidencia.

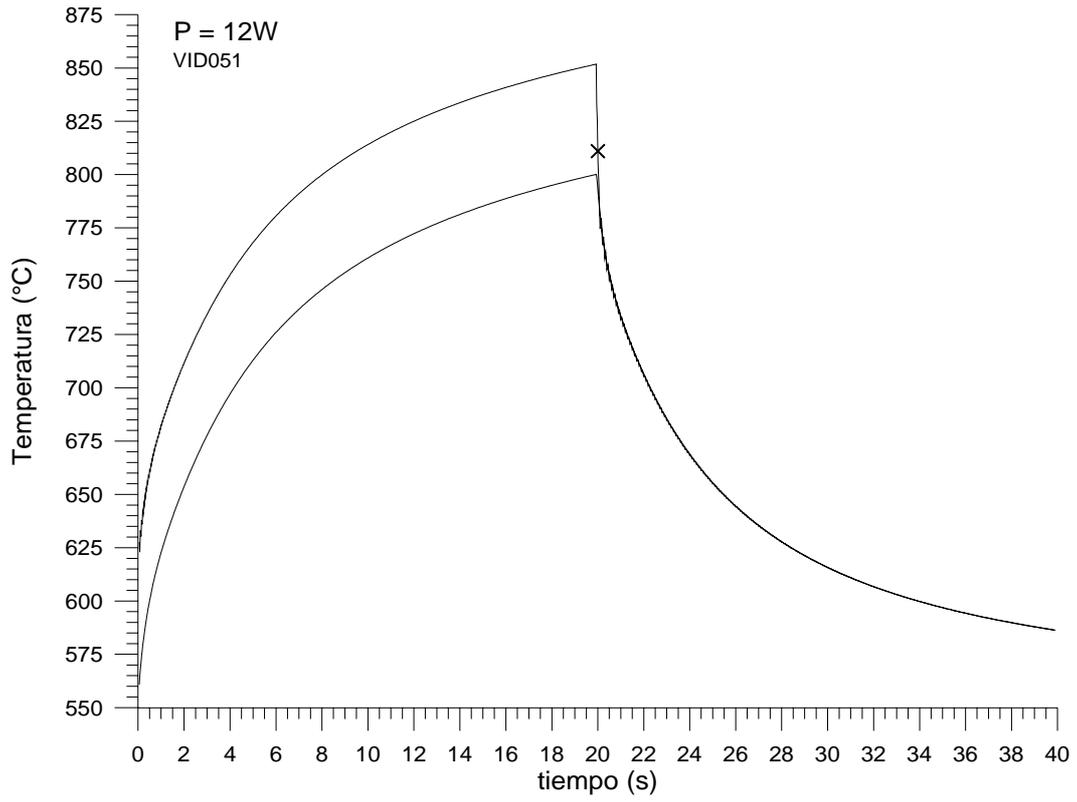


Figura 5.3.21. Ciclos térmicos para $P = 12 W$ y $t_L = 20 s$.

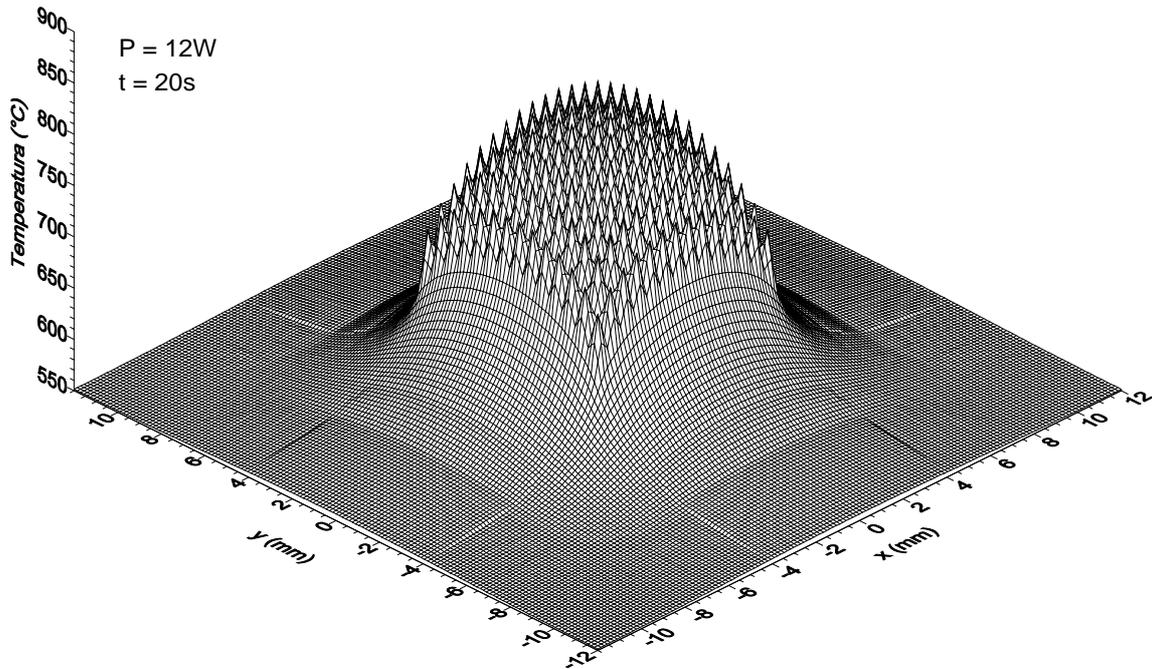


Figura 5.3.22. Campo térmico superficial para $P = 12 W$ y $t_L = 20 s$.

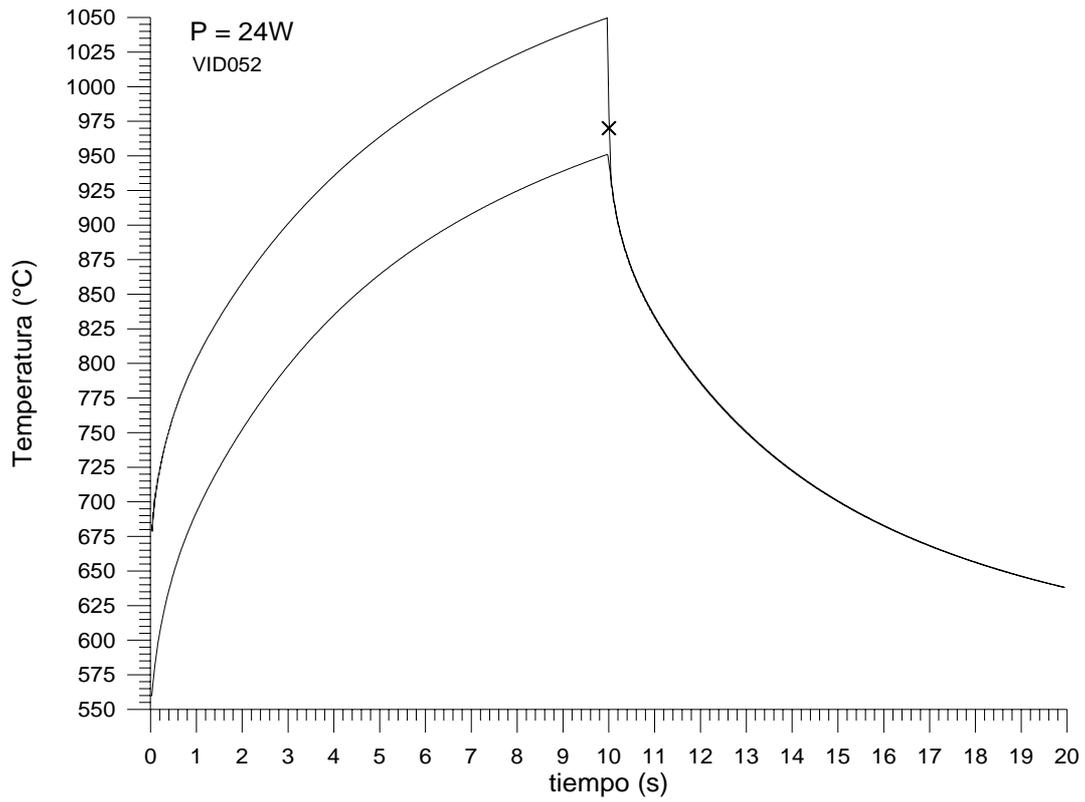


Figura 5.3.23. Ciclos térmicos para $P = 24 \text{ W}$ y $t_L = 10 \text{ s}$.

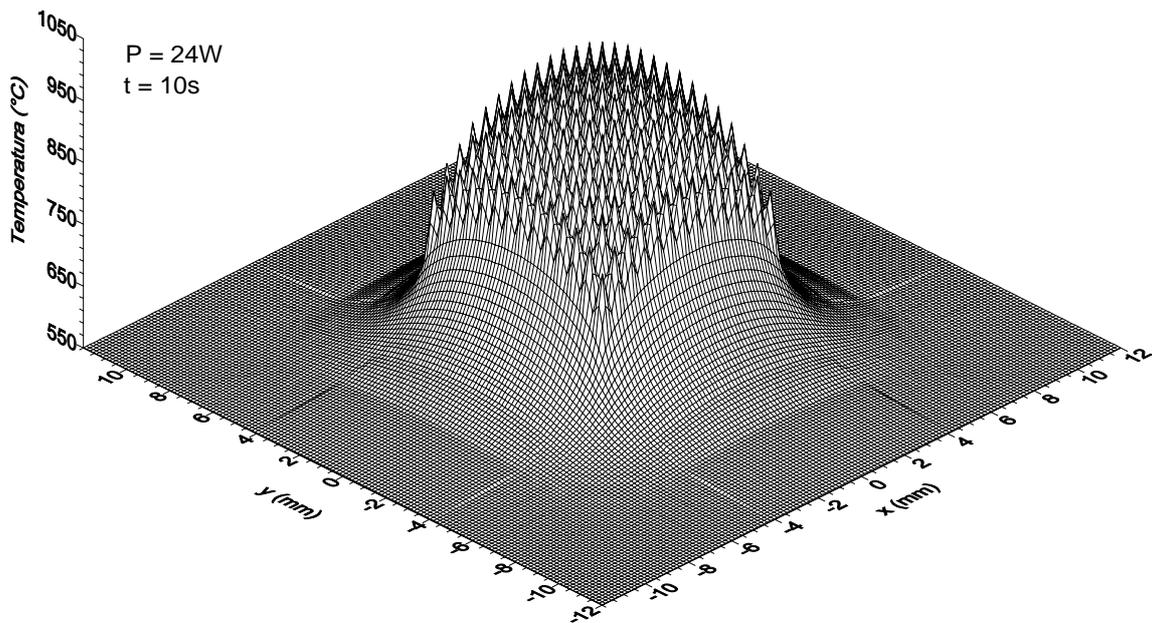


Figura 5.3.24. Campo térmico superficial para $P = 24 \text{ W}$ y $t_L = 10 \text{ s}$.

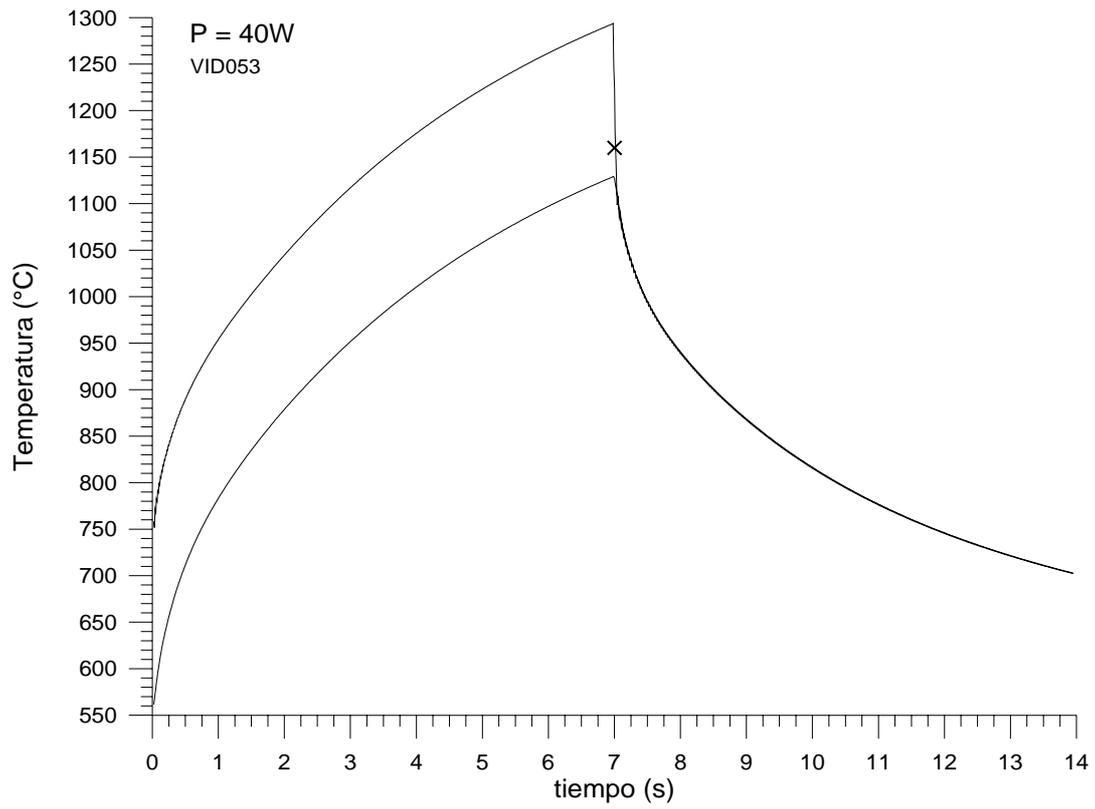


Figura 5.3.25. Ciclos térmicos para $P = 40 W$ y $t_L = 7 s$.

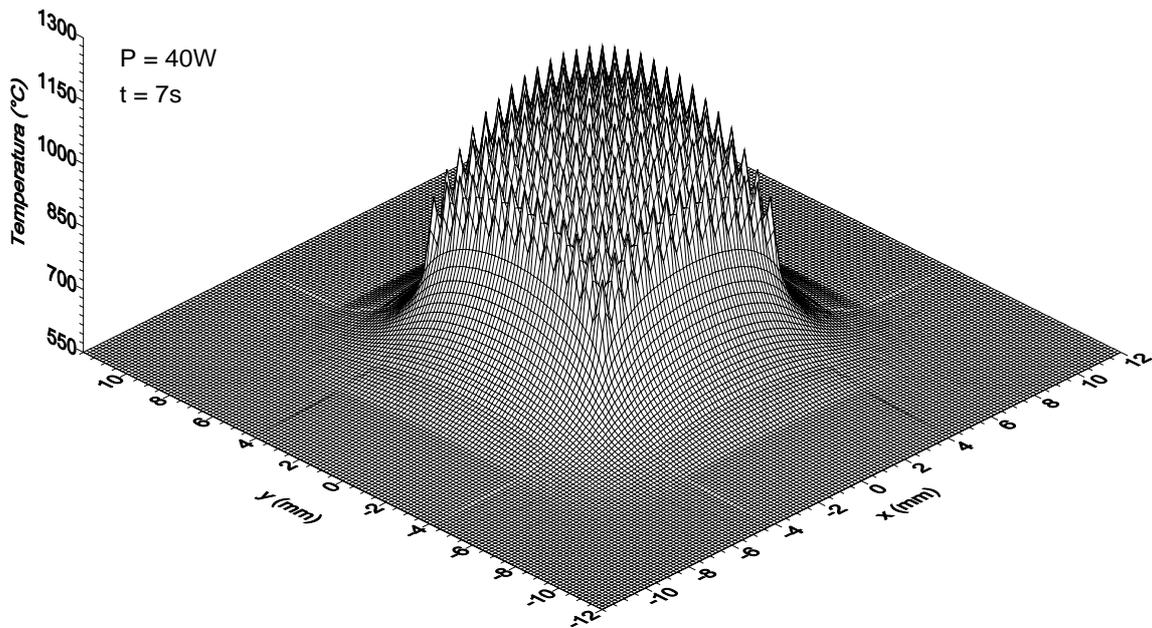


Figura. 5.3.26. Campo térmico superficial para $P = 40 W$ y $t_L = 7 s$.

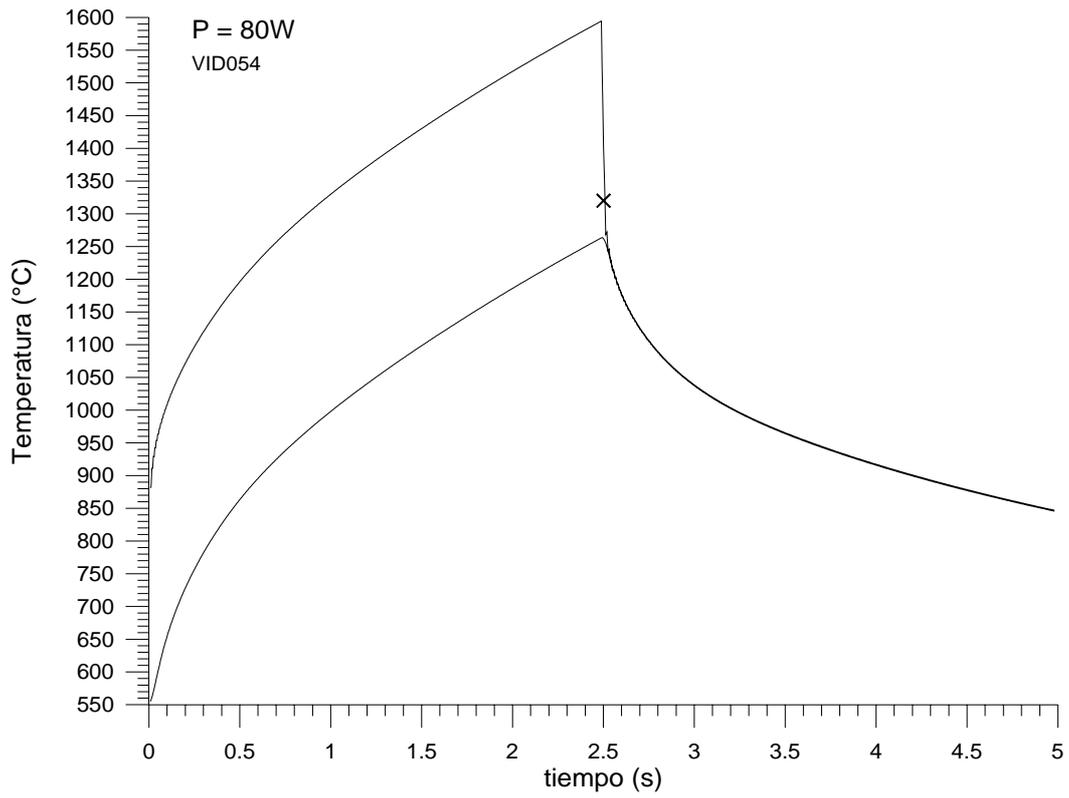


Figura 5.3.27. Ciclos térmicos para $P = 80 W$ y $t_L = 2.5 s$.

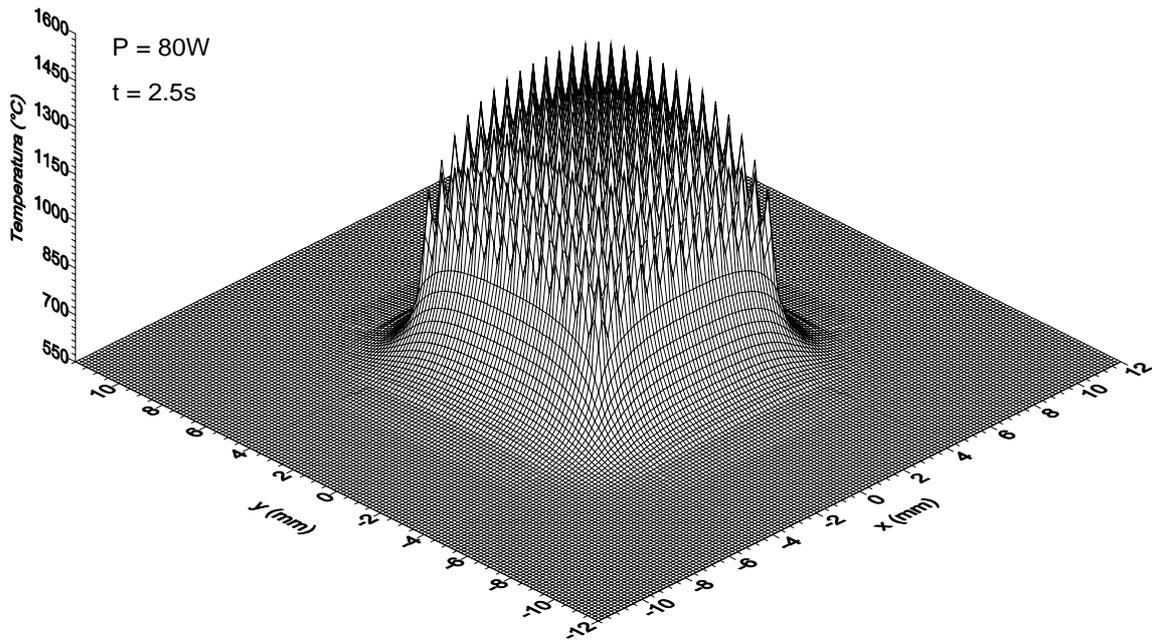


Figura. 5.3.28. Campo térmico superficial para $P = 80 W$ y $t_L = 2.5 s$.

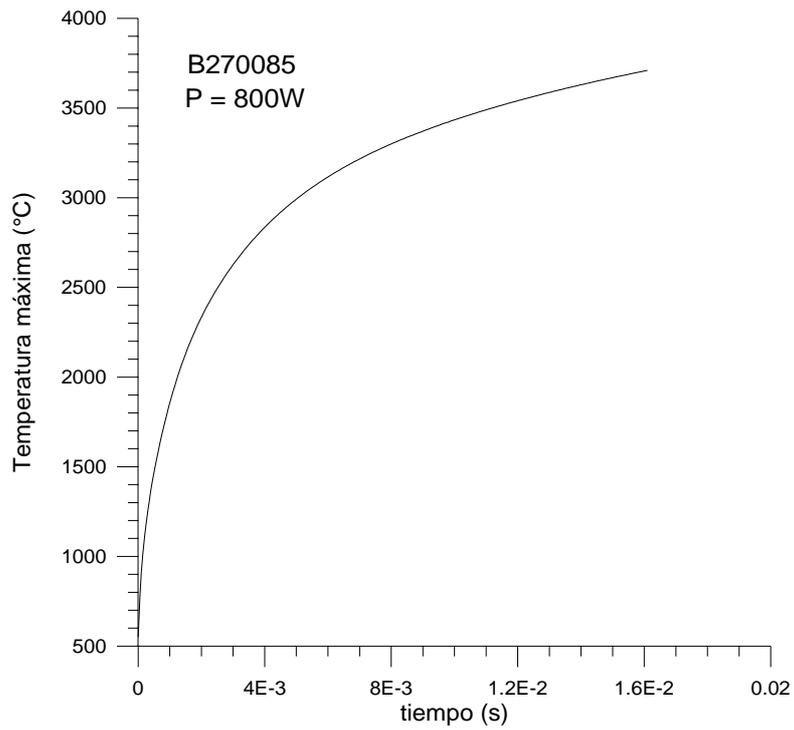


Figura 5.3.29. Ciclo térmico inconcluso para $P = 800 \text{ W}$ y $t_L = 0.03 \text{ s}$.

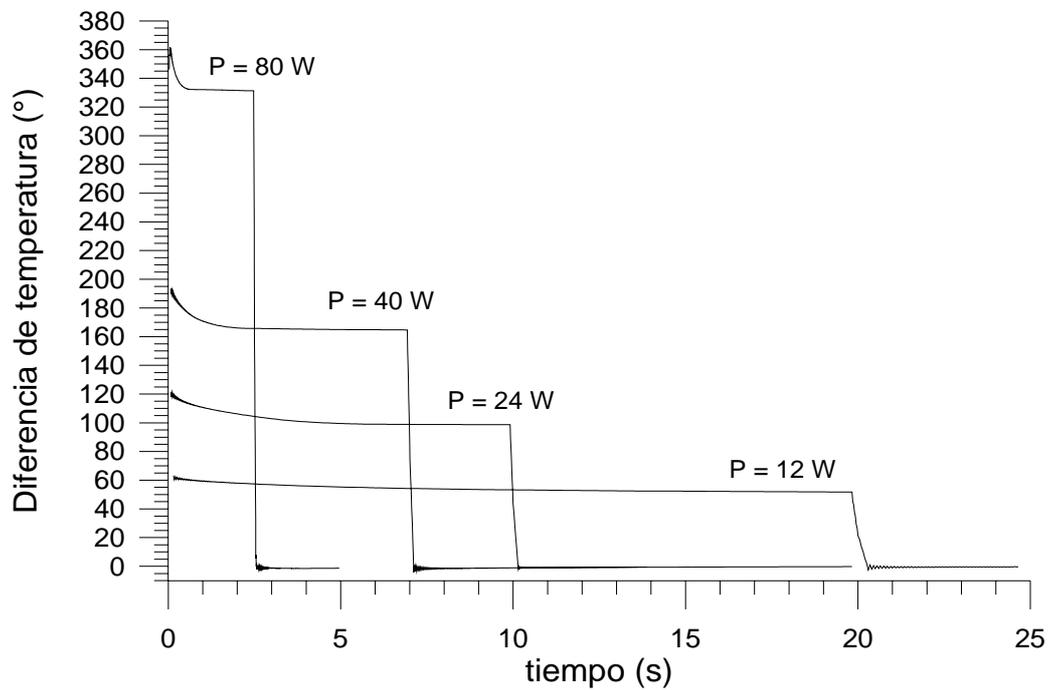


Figura 5.3.30. Diferencias de temperaturas alcanzadas en el curso del proceso en nodos de la superficie de incidencia de la probeta coincidentes con un pico y un valle de la distribución de intensidad.

5.3.4. PROCESOS ESTÁTICOS CON DISTRIBUCIÓN DE INTENSIDAD SEGÚN PATRÓN INTERFERENCIAL 2.

En este caso el proceso a modelar consiste en el calentamiento mediante un régimen de incidencia estática para una distribución transversal de intensidad láser sobre la probeta dada por la expresión:

$$I(x, y) = I_F + I_0 \cdot \text{sen}^2\left(\frac{2\pi}{\lambda_p} y\right) \quad \text{en el dominio} \quad \begin{cases} -\Delta x / 2 \leq x \leq \Delta x / 2 \\ -\Delta y / 2 \leq y \leq \Delta y / 2 \end{cases} \quad (5.3.3)$$

$$I(x, y) = 0 \quad \text{fuera del dominio anterior}$$

siendo:

- I_F : la intensidad de fondo,
- I_0 : la intensidad de contraste,
- $\lambda_p/2$: la interfranja del patrón de interferencia,

La distribución de intensidad incidente para los valores $I_F = 0$, $I_0 = 1.6 \cdot 10^6 \text{ W m}^{-2}$, $\lambda_p/2 = 3.8 \text{ mm}$, $\Delta x = 5 \text{ mm}$ y $\Delta y = 22.8 \text{ mm}$ tiene la representación gráfica mostrada en la Figura 5.3.31.

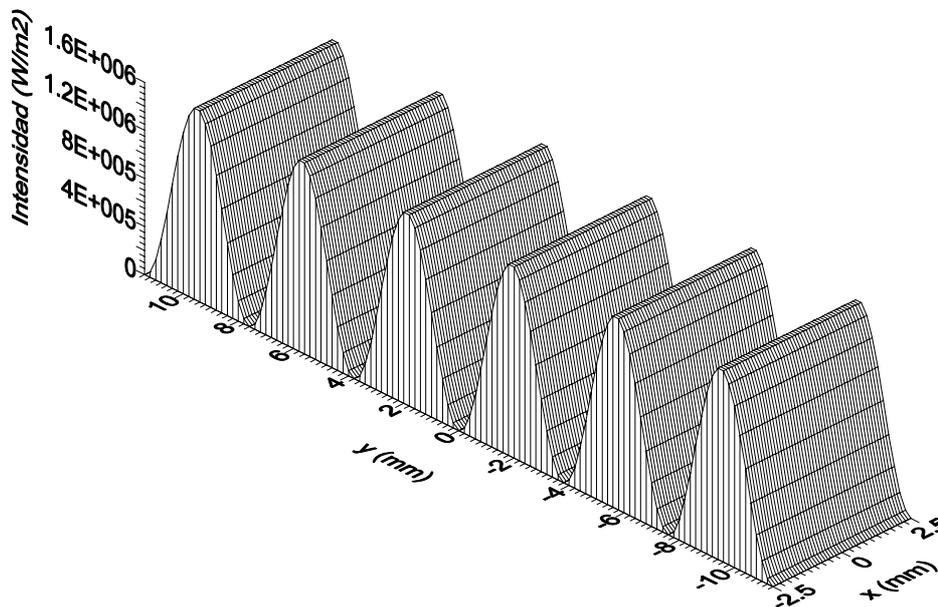


Figura 5.3.31. Distribución transversal de intensidad incidente.

Aunque el tamaño real de la distribución de intensidad en la dirección del eje OY es de $\Delta y = 100 \text{ mm}$ (lo que da una potencia total incidente de 400 W), como hipótesis de trabajo se supone la existencia de simetrías en el proceso, y una geometría de la probeta de vidrio suficientemente grande, para no considerar sus límites, de forma

que sólo se toma un semiperiodo espacial (1.9 mm) de la distribución de intensidad según el eje OY. La Figura 5.3.32 expone el esquema gráfico del proceso. Las características de la malla modelizada y discretizada se muestran en la Tabla V.3.9.

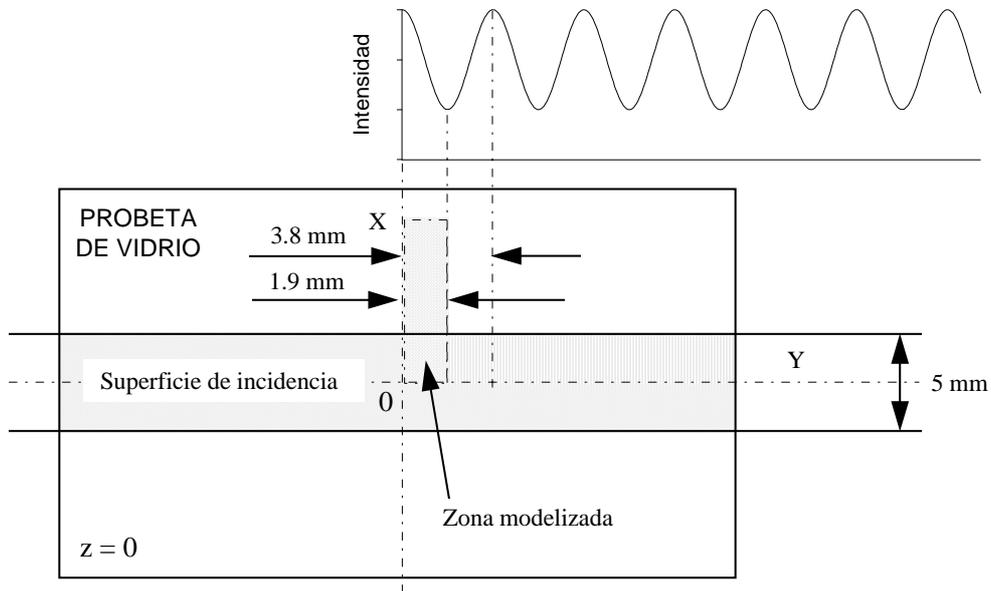


Figura 5.3.32. Esquema gráfico del proceso y de la zona modelada.

Tabla V.3.9. Características de la discretización.

Concepto	Número	Dimensiones (mm)
Probeta discretizada		10 x 1.9 x 10
Nº total de filas de elementos según el eje OX	25	
	20	0.25
	2	0.5
	2	1
	1	2
Nº total de filas de elementos según el eje OY	19	
	19	0.1
Nº total de filas de elementos según el eje OZ	12	
	2	0.01
	2	0.04
	2	0.2
	1	0.5
	4	1
	1	5

A continuación se muestran los resultados de las simulaciones de varios procesos para distintos valores en la duración del tratamiento y en las dimensiones, intensidad y velocidad del haz sobre la pieza. Se toman los valores para T_0 , P , Δx , Δy y $\lambda_p/2$ especificados anteriormente, y un tiempo de incidencia de 1 segundo. El campo térmico de temperaturas se muestra en las Figuras 5.3.33 y 5.3.34.

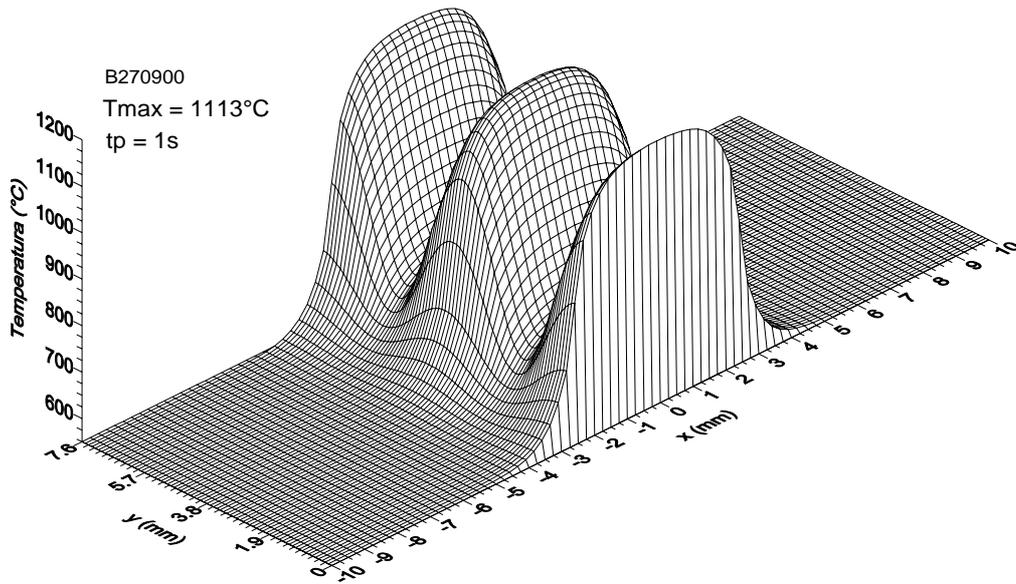


Figura 5.3.33. Campo térmico en la superficie de la probeta para $t_p = 1$ s.

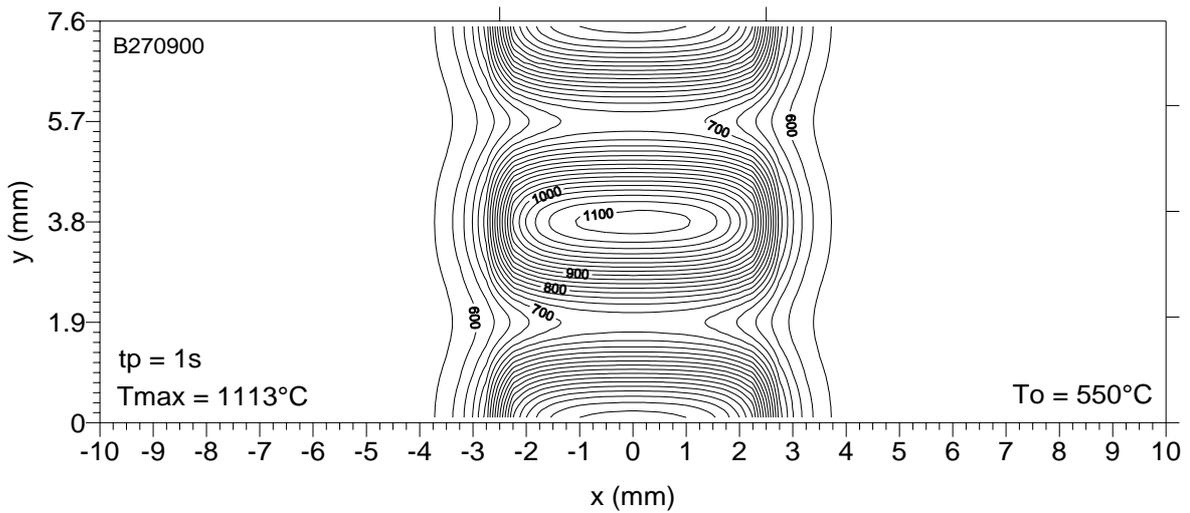


Figura 5.3.34. Campo de temperaturas superficial en la probeta para $t_p = 1$ s.

A la vista de los resultados se comprueba que la temperatura en la superficie de la probeta no se uniformiza. Para esta distribución de intensidad incidente se observa una gran diferencia en las temperaturas correspondientes a nodos de la superficie pertenecientes al plano $x = 0$ mm ($\Delta T_{\text{máx}} = 399^\circ\text{C}$).

Si se emplea una distribución de intensidad incidente más *suave* tomando los valores $I_F = I_0 = 533333.33 \text{ Wm}^{-2}$, lo que produce que la distribución de intensidad tenga la representación gráfica mostrada en la Figura 5.3.35, se obtienen los resultados dados en las Figuras 5.3.36 y 5.3.37 para distintos instantes durante la incidencia

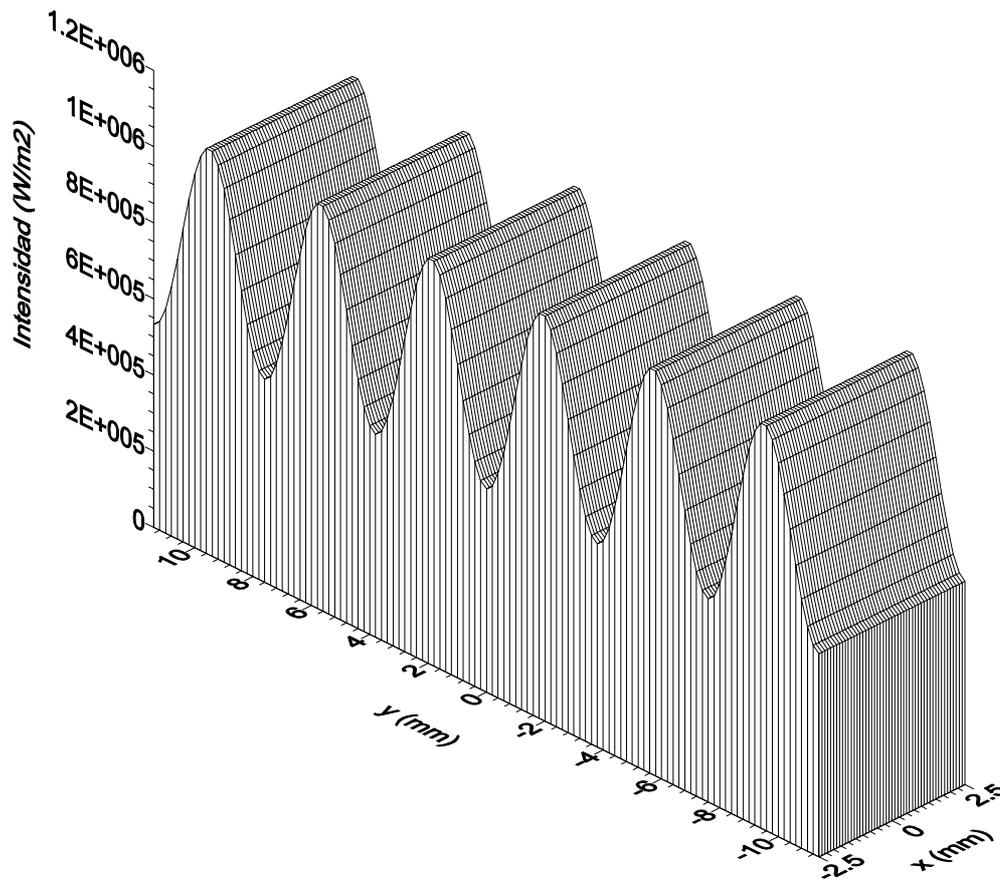


Figura 5.3.35. Distribución de intensidad incidente del haz láser empleada.

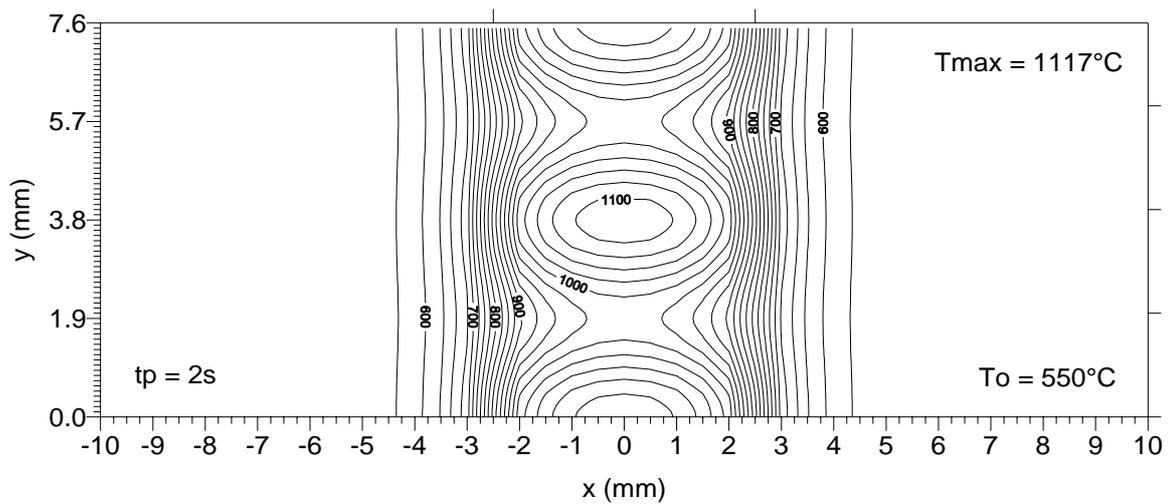
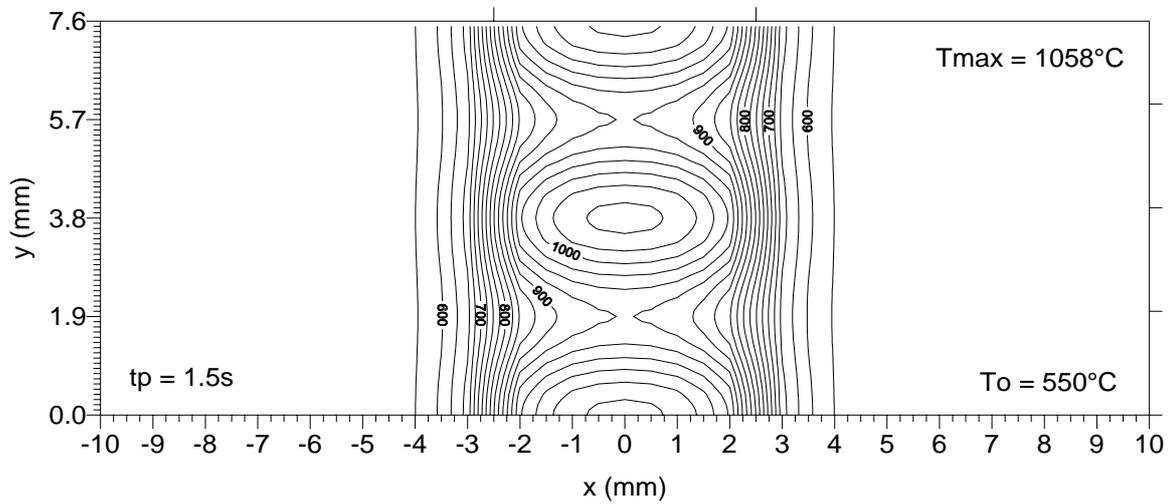
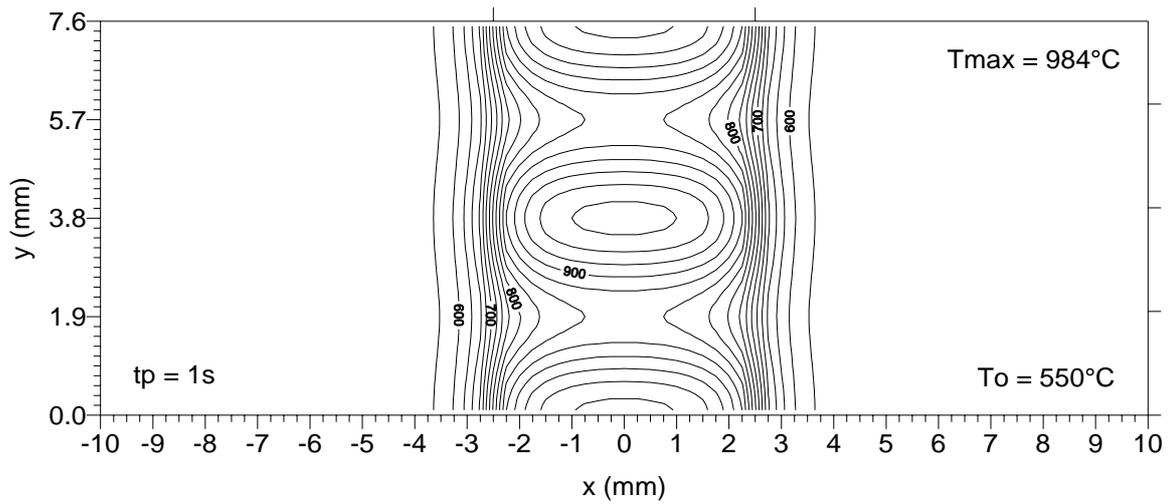


Figura 5.3.36. Campos térmicos en la superficie de la probeta de vidrio para distintos instantes.

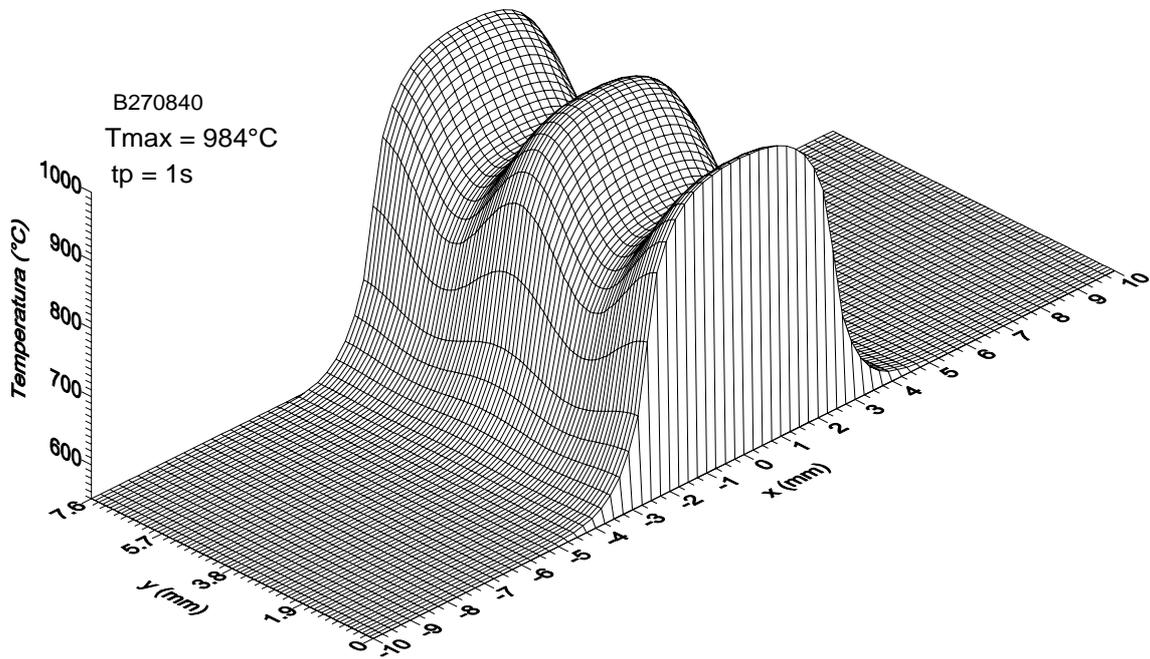


Figura 5.3.37. Campo térmico superficial para $t_p = 1s$

En este caso, el campo térmico se suaviza, pero continua sin uniformizarse la temperatura en toda la superficie, ya que para el instante de proceso $t = 1s$ la máxima diferencia de temperatura en puntos pertenecientes a la recta $x = 0 \text{ mm}$ es de 130°C .

5.3.5. PROCESOS DINÁMICOS CON DISTRIBUCIÓN DE INTENSIDAD SEGÚN PATRÓN INTERFERENCIAL 2.

En este caso, la distribución transversal de intensidad láser incidente sobre la probeta viene dada por la expresión (5.3.3) con $I_F = I_0 = 533333.33 \text{ W m}^{-2}$ y que se mueve con velocidad constante en la dirección del eje OX, barriendo la superficie de la probeta siguiendo del esquema de la Figura 5.3.38. El objetivo es poner en evidencia la influencia del régimen dinámico en las distribuciones térmicas obtenidas en la probeta.

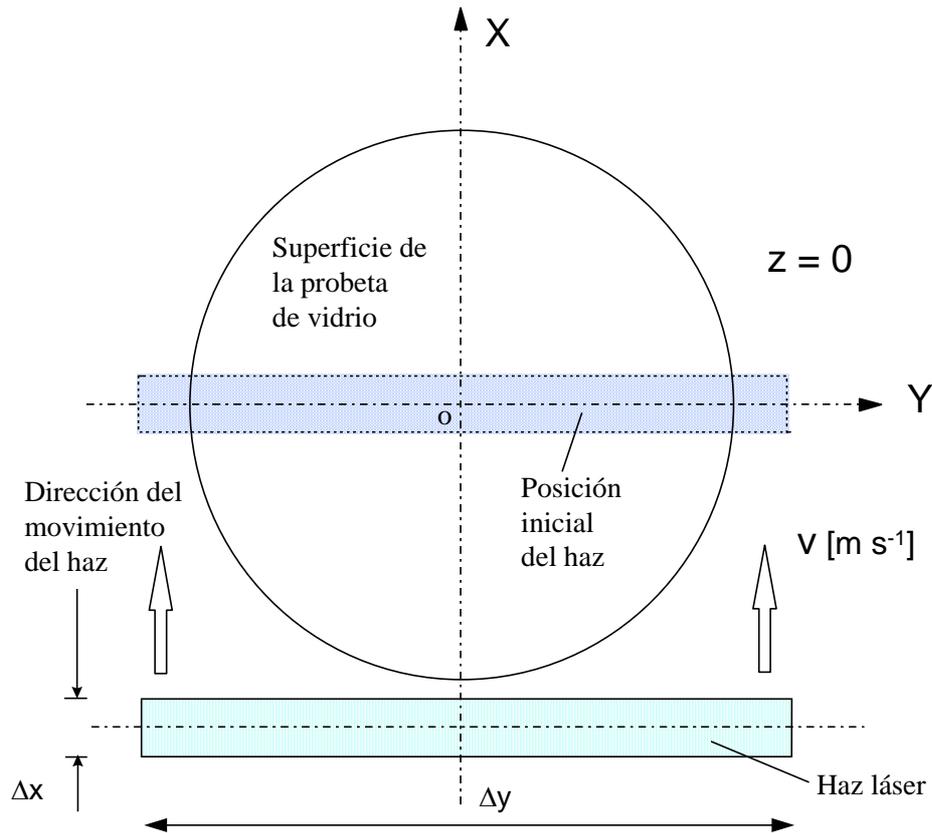


Figura 5.3.38. Esquema gráfico del proceso.

En la Tabla V.3.10 se facilitan las características de la geometría discretizada del modelo. A continuación, se muestran los resultados de las simulaciones para un proceso con una velocidad de barrido de 5 mm s^{-1} en distintos instantes del proceso (1, 1.5 y 2 segundos). Las Figuras 5.3.39 y 5.3.40 demuestran que se alcanza el estado estacionario.

Adicionalmente, se realizan simulaciones de procesos con distintas velocidades cuyos resultados se muestran en las Figuras 5.3.41-44. En la Figura 5.3.45 se comparan las máximas temperaturas alcanzadas en nodos de la superficie coincidentes con un pico y un valle de la distribución de intensidad incidente en movimiento. La gráfica demuestra que, a mayor velocidad menores temperaturas absolutas, pero la diferencia

entre las temperaturas de un pico y un valle no cambia para el intervalo de velocidades empleado.

Tabla V.3.10. Características de la simulación.

Concepto	Número	Dimensiones (mm)
Probeta discretizada		25 x 1.9 x 10
Nº total de filas de elementos según el eje OX	50	
	50	0.5
Nº total de filas de elementos según el eje OY	10	
	10	0.19
Nº total de filas de elementos según el eje OZ	12	
	2	0.01
	2	0.04
	2	0.2
	1	0.5
	4	1
	1	5

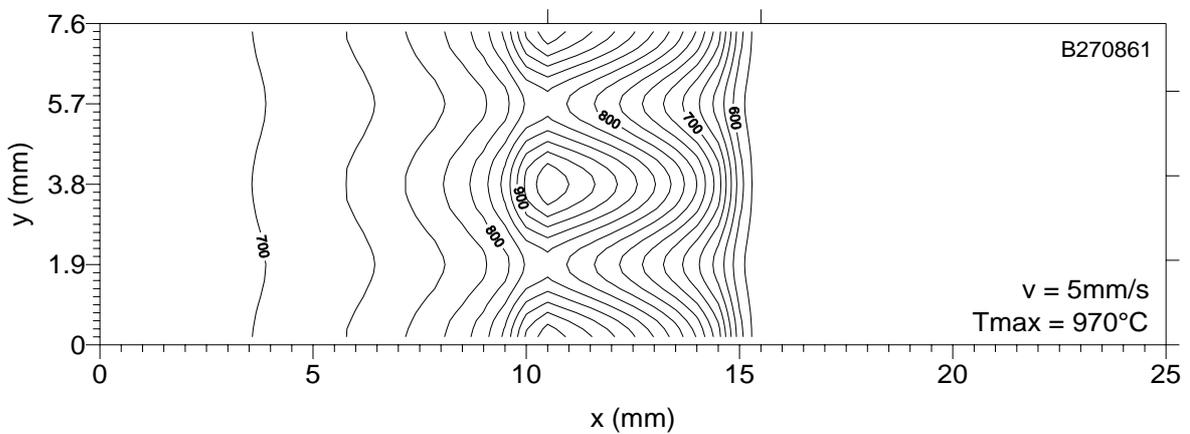
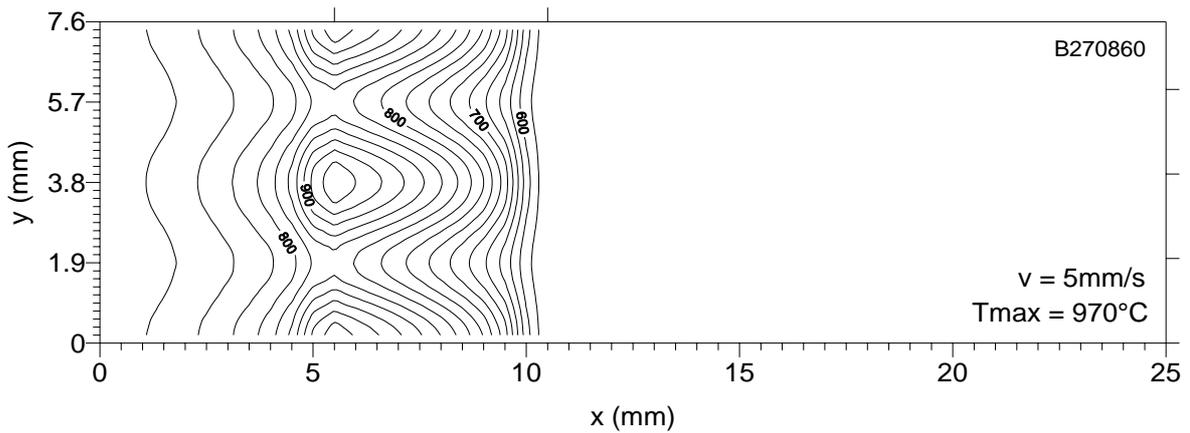


Figura 5.3.39. Campos térmicos superficiales para $t = 2$ y 3 segundos, respectivamente.

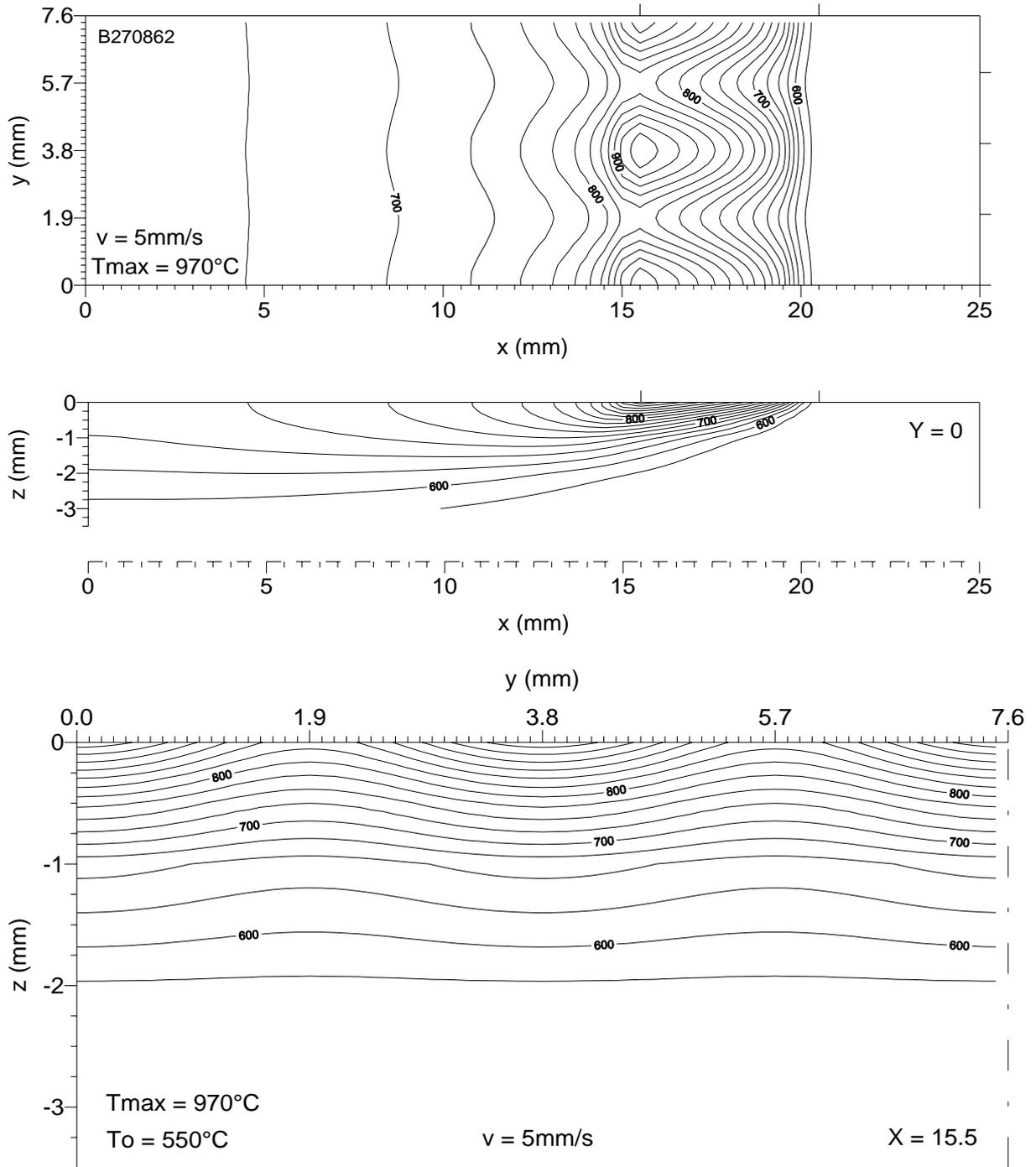


Figura 5.3.40. Campos térmicos en la superficie ($Z = 0$) y en distintos planos de la probeta durante el procesado dinámico para $v = 5\text{ mm s}^{-1}$ y en el instante $t = 4\text{ s}$.

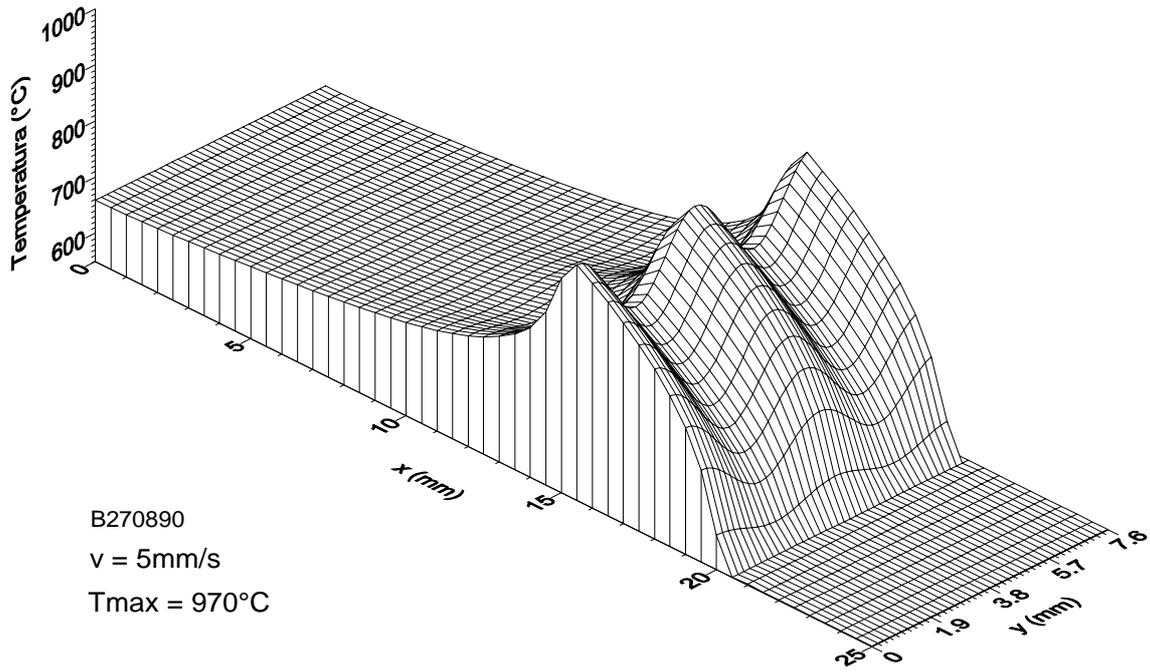


Figura 5.3.41. Campo térmico superficial para $v = 5 \text{ mm s}^{-1}$.

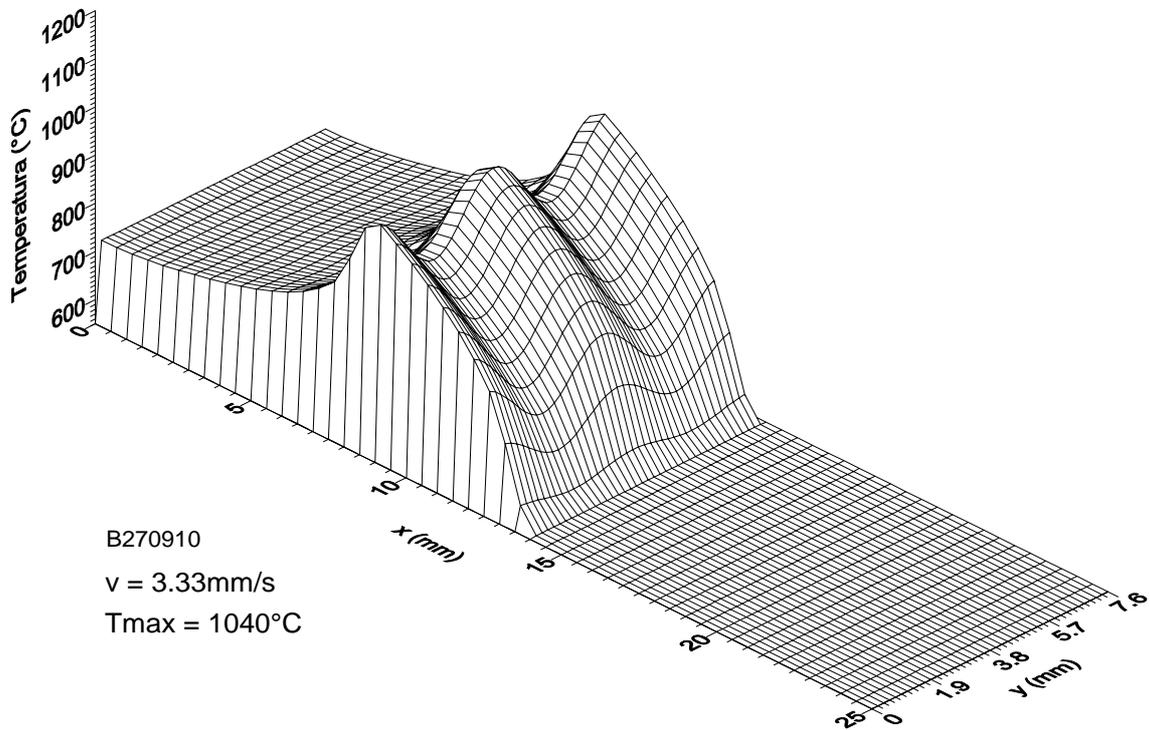


Figura 5.3.42. Campo térmico superficial para $v = 3.33 \text{ mm s}^{-1}$.

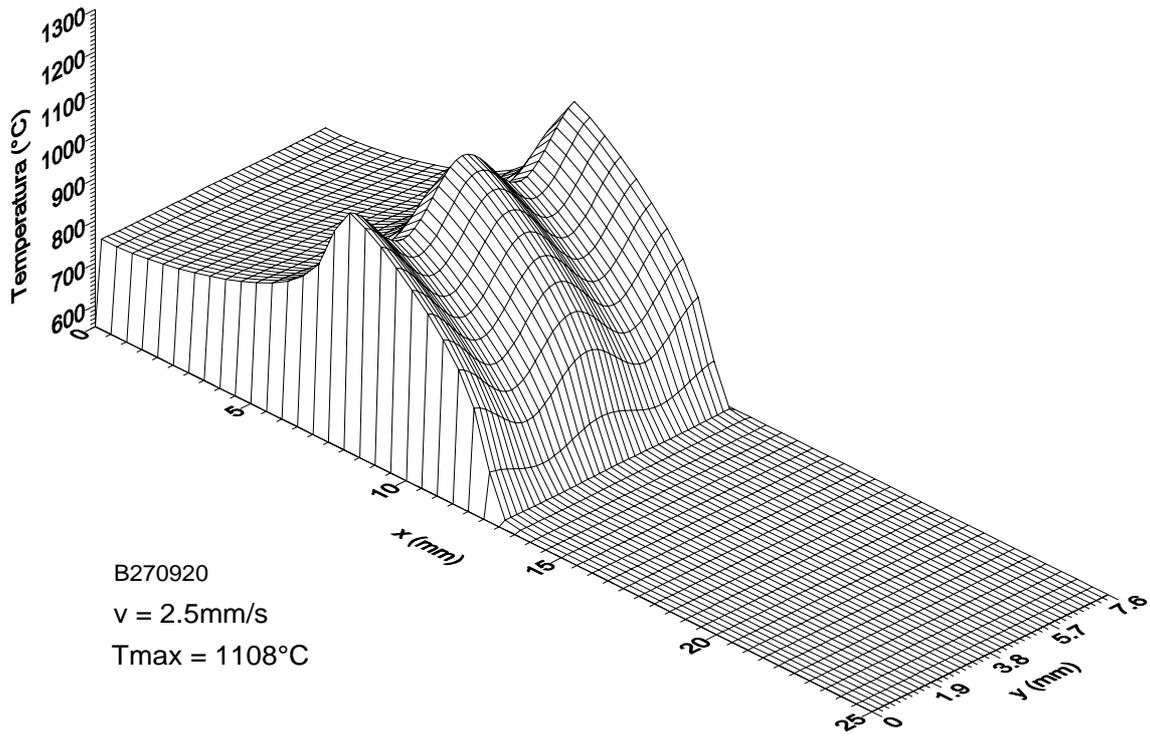


Figura 5.3.43. Campo térmico superficial para $v = 2.5\text{ mm s}^{-1}$.

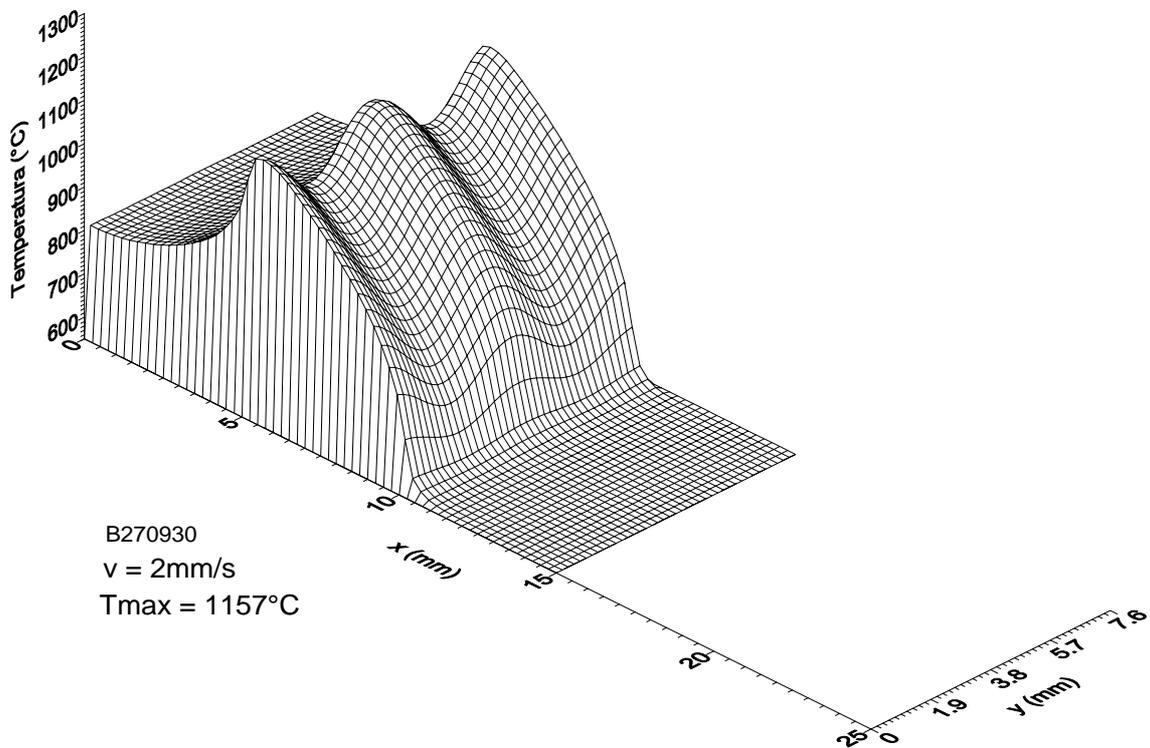


Figura 5.3.44. Campo térmico superficial para $v = 2\text{ mm s}^{-1}$.

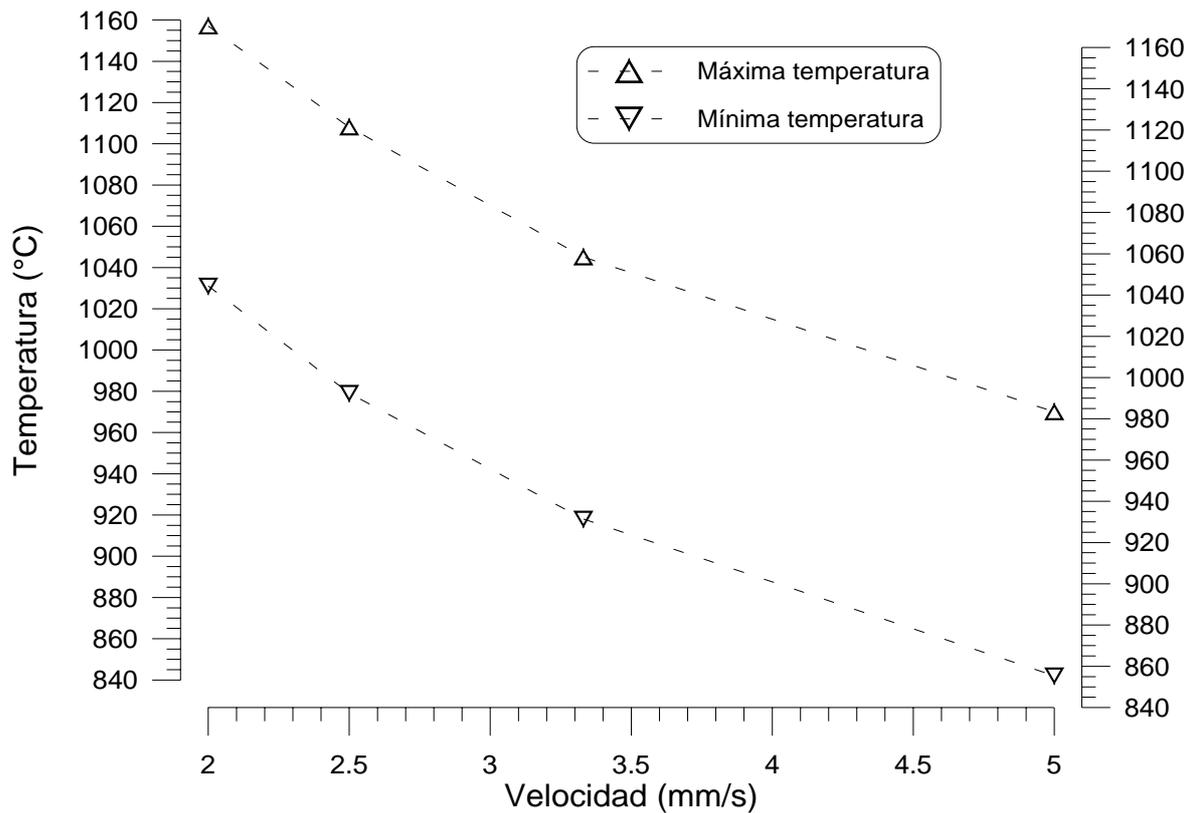


Figura 5.3.45. Temperaturas obtenidas en nodos de la superficie de la probeta correspondientes a un pico y un valle de la distribución de intensidad incidente.

Tabla V.3.11. Resumen comparativo de resultados de los procesos en función de la velocidad una vez alcanzado el régimen estacionario.

Velocidad de proceso (m s^{-1})	Diferencia de temperatura máxima ($^{\circ}$)
5	128
3.33	127
2.5	129
2	126
0	130 (para t. incidencia = 1 s)

Como consecuencia de los resultados mostrados en la Figura 5.3.45 y en la Tabla V.3.11 se desprende que la diferencia de temperaturas obtenidas en el proceso una vez alcanzado el régimen estacionario no depende prácticamente de la velocidad en el intervalo de valores analizado. Esta conclusión es válida incluso en el proceso estático con velocidad nula. La máxima variación entre las diferencias de temperatura obtenidas en las simulaciones no es superior a 4° en ninguno de los casos.

5.3.6. PROCESO DINÁMICO CON DISTRIBUCIÓN DE INTENSIDAD SIGUIENDO UN PATRÓN DE INTERFERENCIA 3 BAJO UNA VIBRACIÓN CON DIRECCIÓN PERPENDICULAR A LA DE MOVIMIENTO DEL HAZ.

La distribución transversal de intensidad láser incidente sobre la probeta viene ahora dada por la expresión:

$$I(x,y) = \left(I_F + I_0 \cdot \sin^2 \left(\frac{2\pi}{\lambda_p} y \right) \right) \cdot \left(\sin^4 \left(\frac{\pi}{\Delta x} x \right) \right) \quad \text{para } 0 \leq x \leq \Delta x \quad ; \quad 0 \leq y \leq \Delta y$$

$$I(x,y) = 0 \quad \text{fuera de ese intervalo} \quad (5.3.4)$$

Esta distribución de intensidad del haz incidente, para los valores $I_F = 0 \text{ W m}^{-2}$, $I_0 = 26666666.66 \text{ W m}^{-2}$, $\lambda_p / 2 = 3.8 \text{ mm}$, $\Delta x = 2 \text{ mm}$ y $\Delta y = 7.6 \text{ mm}$, tiene la representación gráfica mostrada en la Figura 5.3.46. La intensidad media es, en este caso, de $5 \cdot 10^6 \text{ W m}^{-2}$.

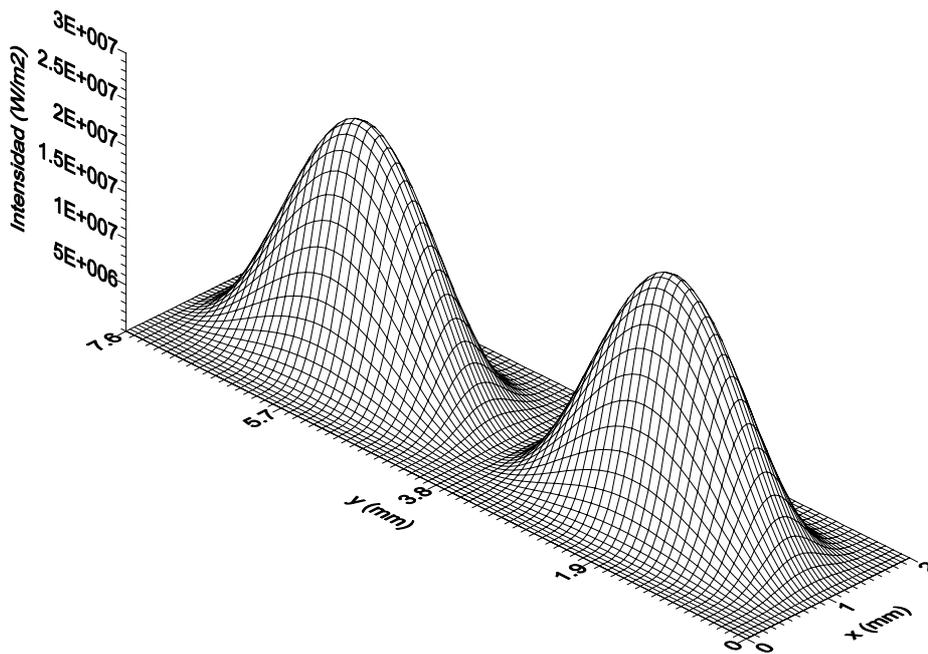


Figura 5.3.46. Distribución de intensidad incidente del haz.

En este apartado el proceso a modelar consiste en la generación de una vibración en la dirección del eje OY sobre el haz láser, cuya distribución de intensidad incidente viene definida por la ecuación 5.3.4 con los parámetros anteriormente indicados para la Figura 5.3.46 (excepto para Δy que vale 100 mm) y que se mueve con velocidad constante e igual a 5 mm s^{-1} en dirección del eje OX. La amplitud de la vibración se

considera igual al valor de la interfranja ($\lambda_p/2$). Teniendo en cuenta sólo esta vibración, la expresión de la intensidad sobre la muestra viene dada por

$$I(x, y, t) = \left(I_F + I_0 \cdot \text{sen}^2 \left(\frac{2\pi}{\lambda_p} y - \frac{2\pi}{T} t \right) \right) \cdot \left(\text{sen}^4 \left(\frac{\pi}{\Delta x} x \right) \right) \quad (5.3.5)$$

cuando el tiempo pertenece a la primera mitad del periodo, y

$$I(x, y, t) = \left(I_F + I_0 \cdot \text{sen}^2 \left(\frac{2\pi}{\lambda_p} y + \frac{2\pi}{T} t \right) \right) \cdot \left(\text{sen}^4 \left(\frac{\pi}{\Delta x} x \right) \right) \quad (5.3.6)$$

para la segunda mitad.

Se discretiza una probeta más pequeña (tomando $2 \cdot \lambda_p$ como dimensión de la probeta modelizada según el eje OY), considerando que esta geometría es suficiente para la simulación íntegra del proceso.

La temperatura máxima alcanzada en la probeta en el curso del proceso se representa en la Figura 5.3.47. Los campos térmicos obtenidos en la probeta en el instante $t = 0.5$ segundos se muestran en las Figuras 5.3.48-50.

Tabla V.3.12. Características de la discretización espacial del modelo.

Concepto	Número	Dimensiones (mm)
Probeta discretizada		2.4 x 7.6 x 6
Nº total de filas de elementos según el eje OX	24	
	24	0.1
Nº total de filas de elementos según el eje OY	76	
	76	0.1
Nº total de filas de elementos según el eje OZ	8	
	2	0.1
	3	0.6
	2	1
	1	2

A la vista de los resultados mostrados en las Figuras, se puede extraer que es suficiente la modelización parcial hecha según el eje OY, ya que se obtiene una distribución térmica periódica, y en las zonas cercanas a los límites de la probeta modelizada no se observa una distorsión apreciable por el *efecto borde*.

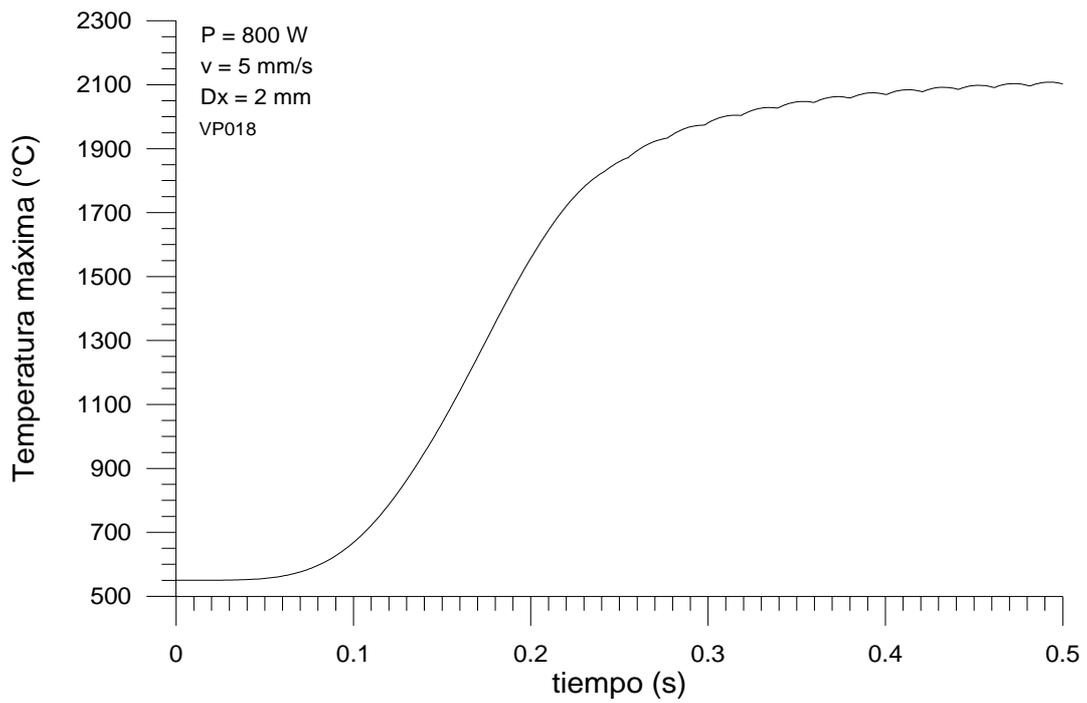


Figura 5.3.47. Temperatura máxima alcanzada en el probeta en el curso del proceso.

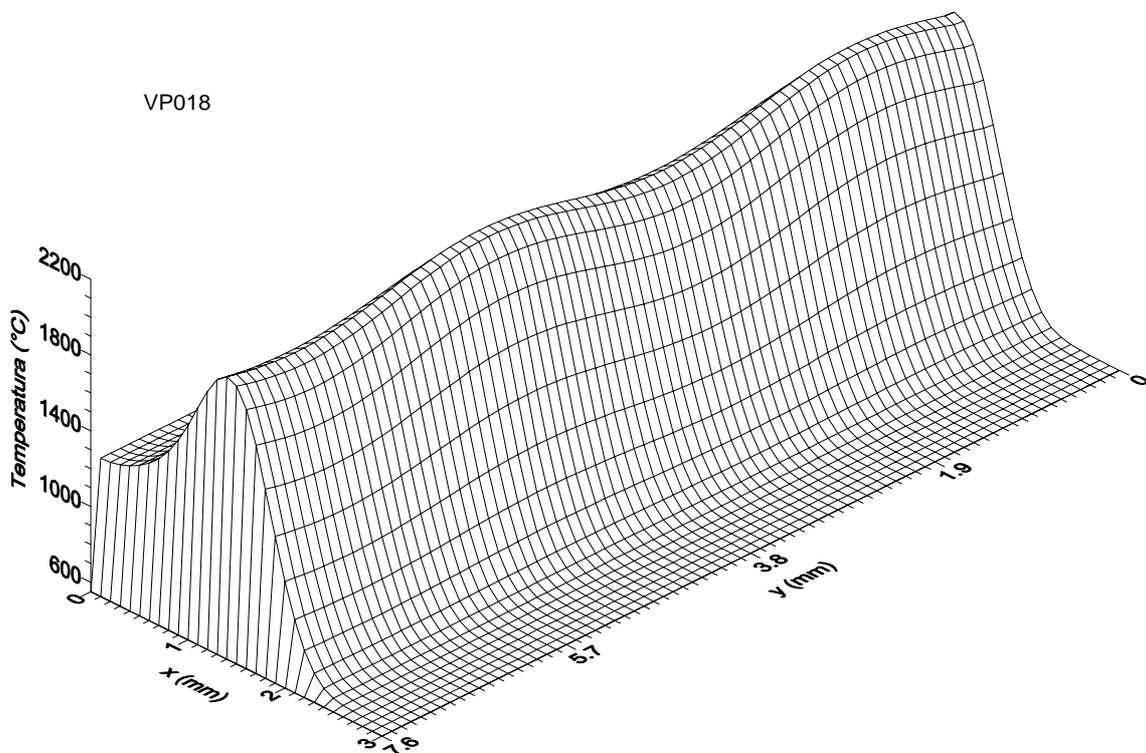


Figura 5.3.48. Campo térmico superficial en el instante $t = 0.5$ s.

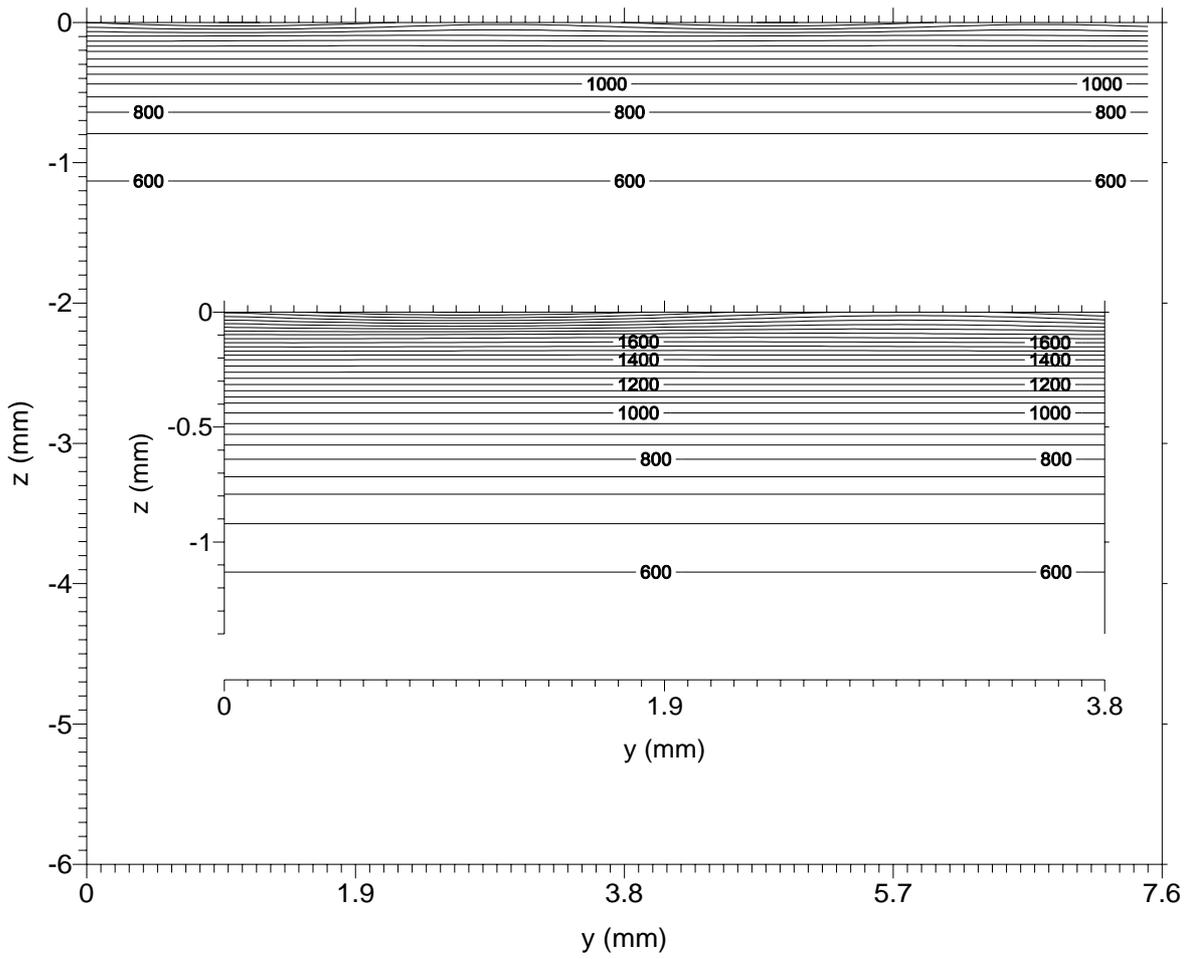


Figura 5.3.49. Campo térmico en el plano $x = 1.3$ mm para el instante $t = 0.5$ s.

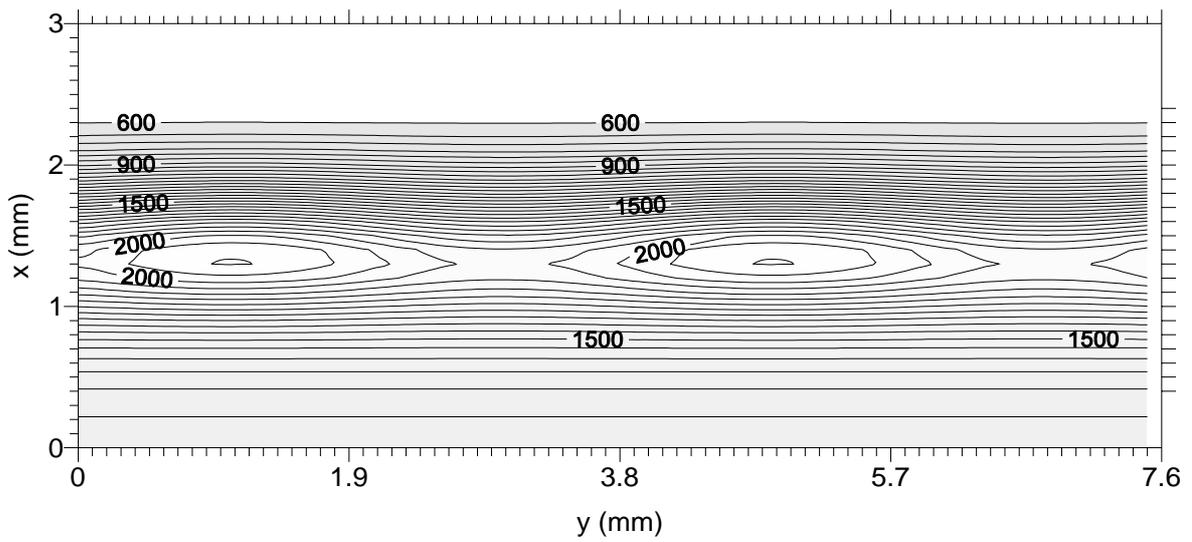


Figura 5.3.50. Campo térmico superficial en el instante $t = 0.5$ s.

En segundo lugar, se observa que una vez alcanzado prácticamente el régimen estacionario, se consigue una cierta uniformidad del campo térmico en dirección perpendicular al de avance del haz, debido al efecto de la vibración sobre la distribución de intensidad que no se tenía en los casos analizados en las secciones anteriores.

Si bien se ha verificado por un lado, el sensible efecto de esta vibración en los resultados y por otro, la capacidad de análisis del modelo y de la metodología desarrollados, se desprende la necesidad de analizar más profundamente la influencia de los distintos parámetros que entran en juego en este tipo de procesos. Dicho estudio no ha podido realizarse de forma pormenorizada y completa debido a las limitaciones obvias del presente trabajo.

5.4. RESULTADOS DE LOS PROCESOS CON NÍQUEL.

En este apartado se realizan distintas simulaciones de procesamiento de níquel con láser. En este caso, el objetivo es doble: en primer lugar, realizar una comparación de los resultados anteriores con un material de conductividad térmica elevada como es el níquel y en segundo lugar, poner de manifiesto la influencia de la distribución transversal de intensidad en los resultados obtenidos en procesos realizados en regímenes estáticos con procesos convencionales y procesos de elevada intensidad. Los resultados mostrados corresponden a la siguiente secuencia de procesos:

- i) Procesos estáticos con distribución transversal de intensidad incidente uniforme.
- ii) Procesos estáticos con distribución transversal de intensidad incidente según el patrón de interferencia 1.
- iii) Procesos estáticos con distribución transversal de intensidad incidente según el patrón de interferencia 1 con pulsos cortos muy energéticos (vitricado láser o *laser-glazing*).

El material procesado es el níquel. Las propiedades ópticas y termofísicas consideradas se facilitan en la Tabla V.4.1.

Tabla V.4.1. Propiedades termofísicas y ópticas del níquel.

Densidad	$8.89 \cdot 10^3 \text{ kg m}^{-3}$
Capacidad calorífica	$437.5 \text{ J kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$
Conductividad térmica	$91.5 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$
Temperatura de fusión	1455°C
Temperatura de vaporización	2732°C
Absortividad del material	$\approx \infty \text{ m}^{-1} (\lambda = 10.6 \mu\text{m})$
Absortancia de la superficie	Constante = 1

Como condiciones generales de los procesos se considera que toda la intensidad incidente es absorbida por el material (absortancia de la superficie constante e igual a uno) y no se tienen en cuenta las pérdidas por convección o radiación. El haz láser incide perpendicularmente a la superficie de una probeta de geometría ortoédrica.

En los dos primeros casos de tratamiento térmico superficial convencional y con el fin de tener condiciones similares a las de los procesos realizados con vidrio, se considera como temperatura inicial y ambiente el valor de 550°C .

5.4.1. PROCESOS ESTÁTICOS CON DISTRIBUCIÓN DE INTENSIDAD UNIFORME.

En esta sección se modeliza el procesado de níquel realizado con una distribución transversal de intensidad láser incidente uniforme con velocidad nula sobre la probeta. Se llevan a cabo varios procesos de calentamiento y enfriamiento en los que, únicamente, se modifica la potencia del haz y el tiempo de incidencia. Para todos los casos, la distribución transversal de intensidad incidente tiene un área cuadrada de 9 mm de lado. En la Tabla V.4.2. se muestra las características de la discretización espacial empleada.

Tabla. V.4.2. Características de la discretización espacial.

Concepto	Número	Dimensiones (mm)
Probeta discretizada		32 x 32 x 6
Nº total de filas de elementos según el eje OX	20	
	20	0.6
Nº total de filas de elementos según el eje OY	20	
	20	0.6
Nº total de filas de elementos según el eje OZ	12	
	2	0.01
	2	0.04
	2	0.2
	1	0.5
	5	1

En la Tabla V.4.3 se exponen las potencias y tiempos de incidencia en cada caso. Las temperaturas alcanzadas en distintos puntos del eje que pasa por el centro del área de incidencia durante el proceso de calentamiento y los campos térmicos superficiales en el instante final se muestran en las Figuras 5.4.1-6.

Tabla V.4.3. Parámetros variables de los procesos.

Caso	Potencia (W)	Tiempo de incidencia (s)
1	24	1200
2	80	15
3	800	1.5

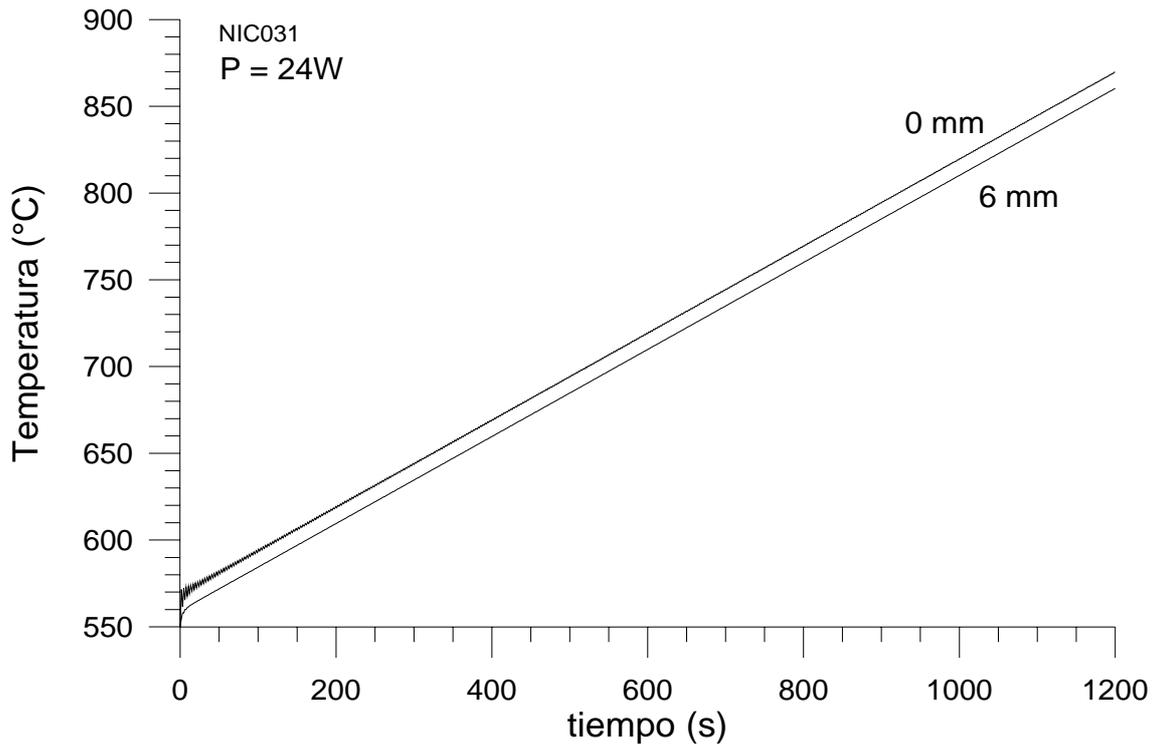


Figura 5.4.1. Evolución de la temperatura para P = 24 W y $t_L = 1200$ s.

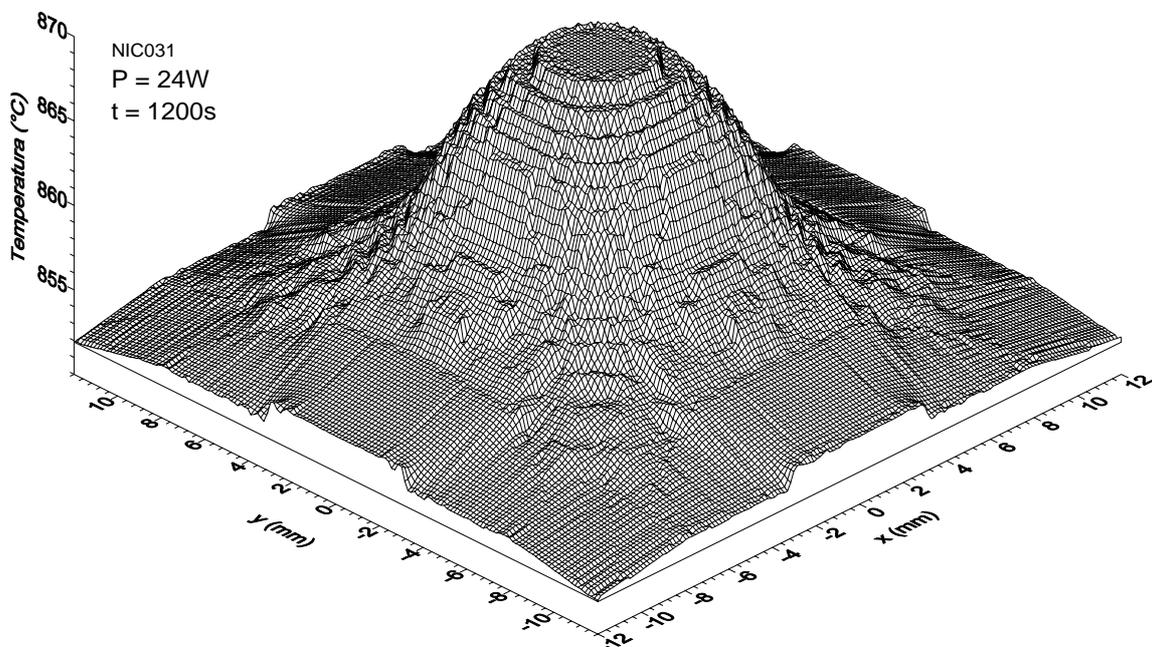


Figura 5.4.2. Campo térmico superficial para P = 24 W y $t_L = 1200$ s.

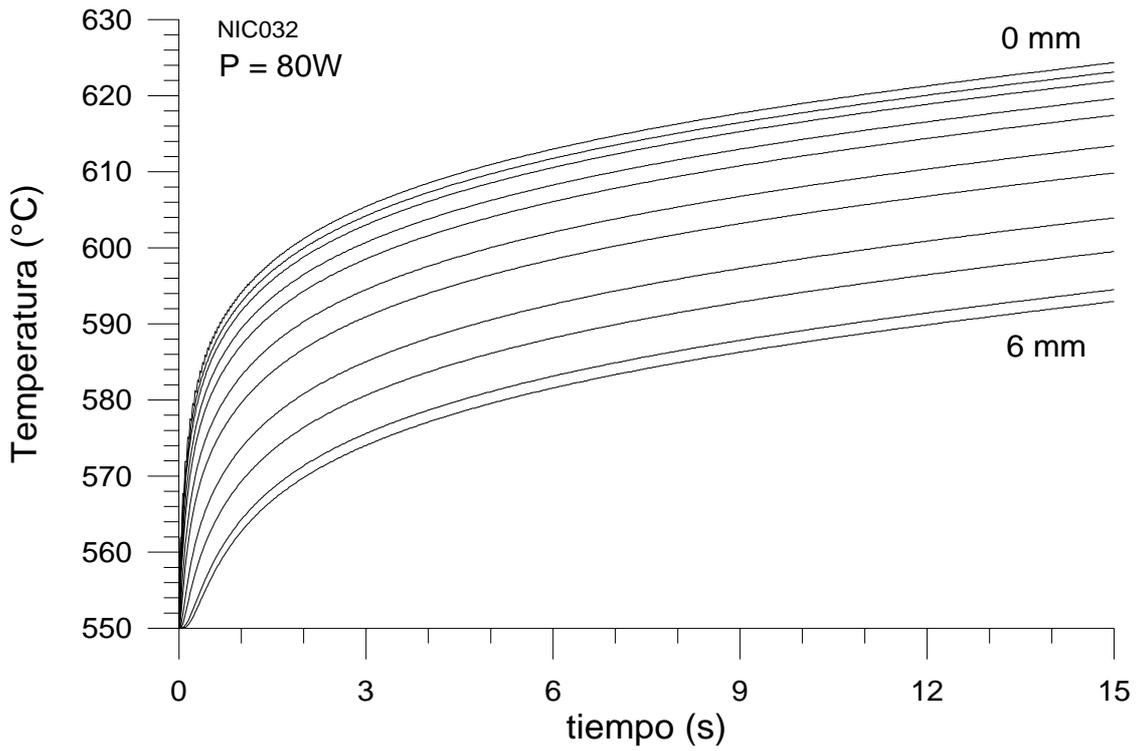


Figura 5.4.3. Evolución de la temperatura para $P = 80 \text{ W}$ y $t_L = 15 \text{ s}$.

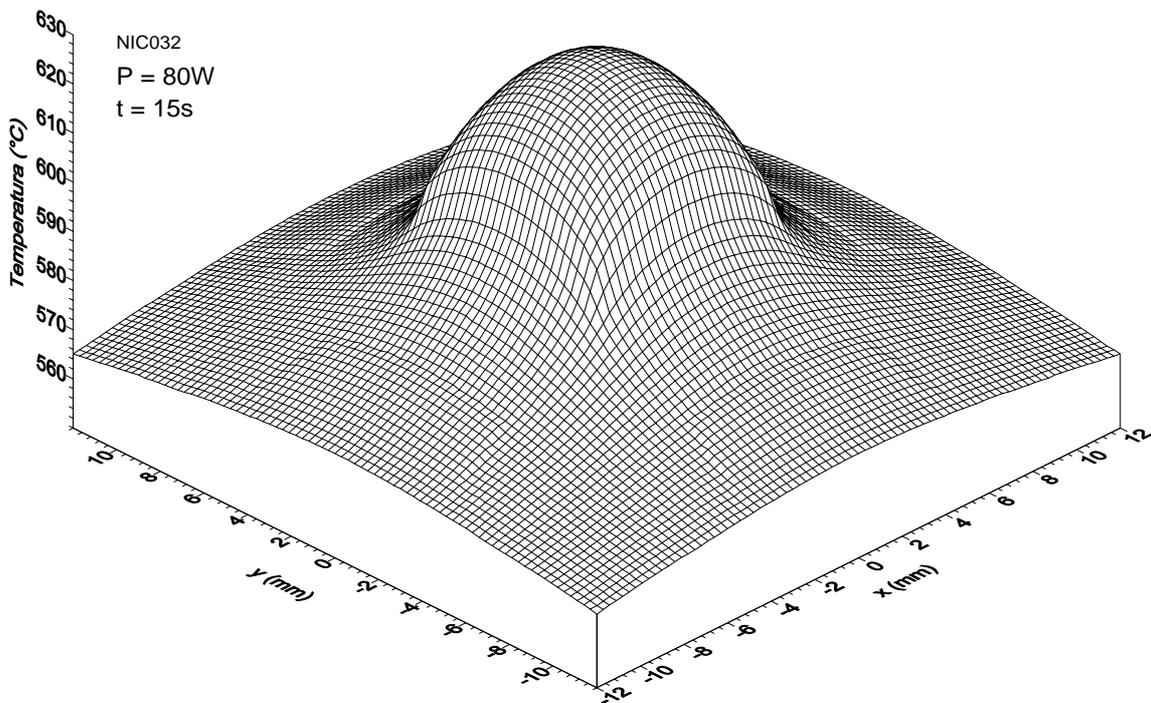


Figura 5.4.4. Campo térmico superficial para $P = 80 \text{ W}$ y $t_L = 15 \text{ s}$.

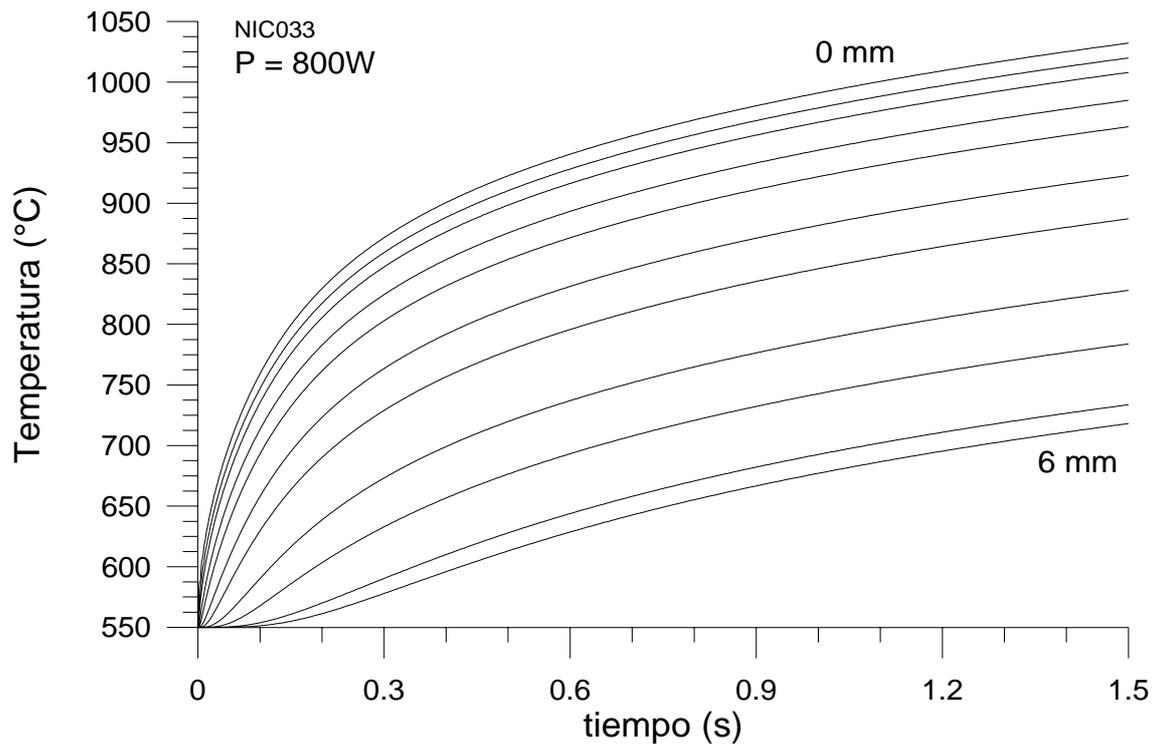


Figura 5.4.5. Evolución de la temperatura para $P = 800 \text{ W}$ y $t_L = 1.5 \text{ s}$.

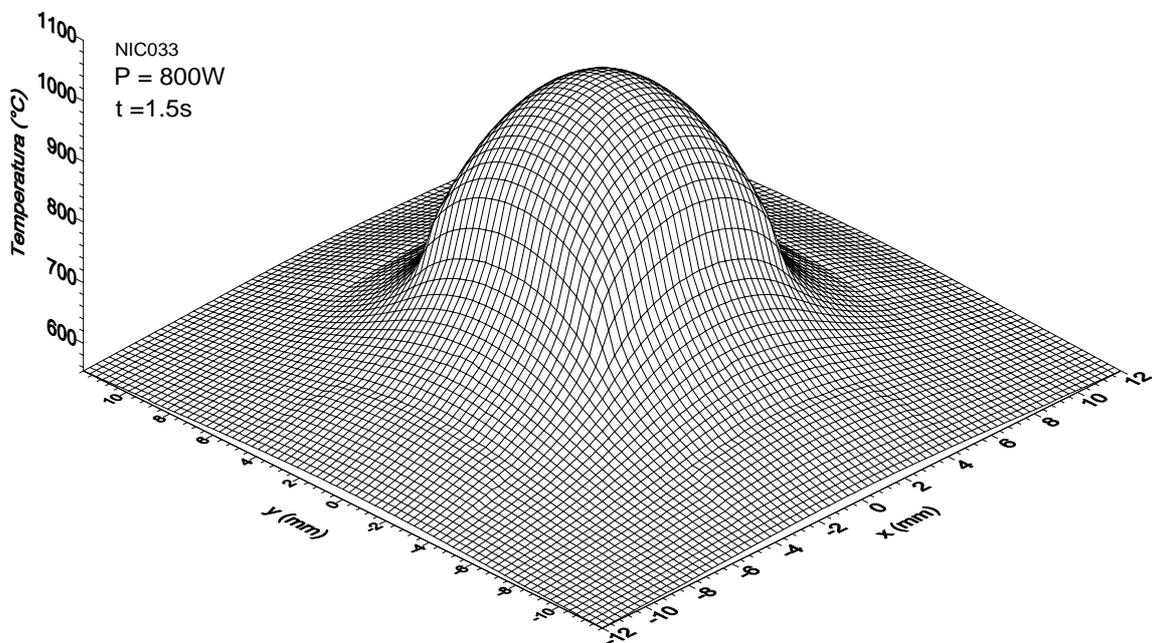


Figura 5.4.6. Campo térmico superficial para $P = 800 \text{ W}$ y $t_L = 1.5 \text{ s}$.

A la vista de los resultados, se pone en evidencia la necesidad de utilizar un modelo tridimensional para la simulación de estos procesos estáticos con una distribución de intensidad uniforme. Como ocurre en el proceso de vidrio equivalente, no es suficiente la determinación de las temperaturas alcanzadas en puntos a distintas profundidades de la probetas pertenecientes a un eje perpendicular a la superficie de incidencia. Ni siquiera en el proceso de mayor potencia y menor tiempo de incidencia podría ser aceptable la utilización de un modelo unidimensional. En la Tabla V.4.4 se facilitan las longitudes de difusión térmica en cada proceso que corroboran lo expuesto anteriormente.

Tabla V.4.4. Longitudes de difusión térmica en cada caso.

Caso	Potencia (W)	Tiempo de incidencia (s)	δ_t (m)
1	24	1200	0.33
2	80	15	$3.7 \cdot 10^{-2}$
3	800	1.5	$1.1 \cdot 10^{-2}$

En todos los casos la longitud de difusión térmica es superior al tamaño del haz. Para las potencias y tiempos de incidencia empleados, la geometría de la probeta influye sensiblemente en los resultados. Como se muestran en las gráficas, los incrementos de temperatura alcanzan nodos situados en la superficie inferior de la probeta de 6 mm de espesor.

5.4.2. PROCESOS ESTÁTICOS CON DISTRIBUCIÓN DE INTENSIDAD SEGÚN EL PATRÓN INTERFERENCIAL 1.

En esta sección se modelizan el procesado de níquel mediante una distribución transversal de intensidad láser incidente que sigue un patrón interferencial de contraste infinito con velocidad nula sobre la probeta. Se llevan a cabo varios procesos de calentamiento y enfriamiento en los que se modifica únicamente la potencia del haz y el tiempo de incidencia. En la Tabla V.4.5 se muestra la discretización espacial empleada. El número de elementos de volumen es de 12960 y el de puntos nodales es de 15059.

Tabla V.4.5. Características de la discretización espacial.

Concepto	Número	Dimensiones
Probeta discretizada		32 x 32 x 6
Nº total de filas de elementos según el eje OX	36	
	36	Variable ($dx_{\min} = 0.05$ mm)
Nº total de filas de elementos según el eje OY	36	
	36	Variable ($dy_{\min} = 0.05$ mm)
Nº total de filas de elementos según el eje OZ	10	
	2	0.01
	2	0.04
	2	0.2
	2	0.5
	2	1
	1	5

En la Tabla V.4.6 se facilitan las potencias y tiempos de incidencia en cada caso. Las temperaturas alcanzadas en distintos puntos del eje que pasa por el centro del área de incidencia durante el proceso de calentamiento y posterior enfriamiento y los campos térmicos superficiales al finalizar la incidencia se muestran en las Figuras 5.4.7-12.

Tabla V.4.6. Valores de potencia y tiempo de incidencia para cada proceso.

Proceso	Potencia (W)	Tiempo de incidencia (s)	Figuras
1	24	1200	5.4.7-8
2	80	120	5.4.9-10
3	800	1.5	5.4.11-12

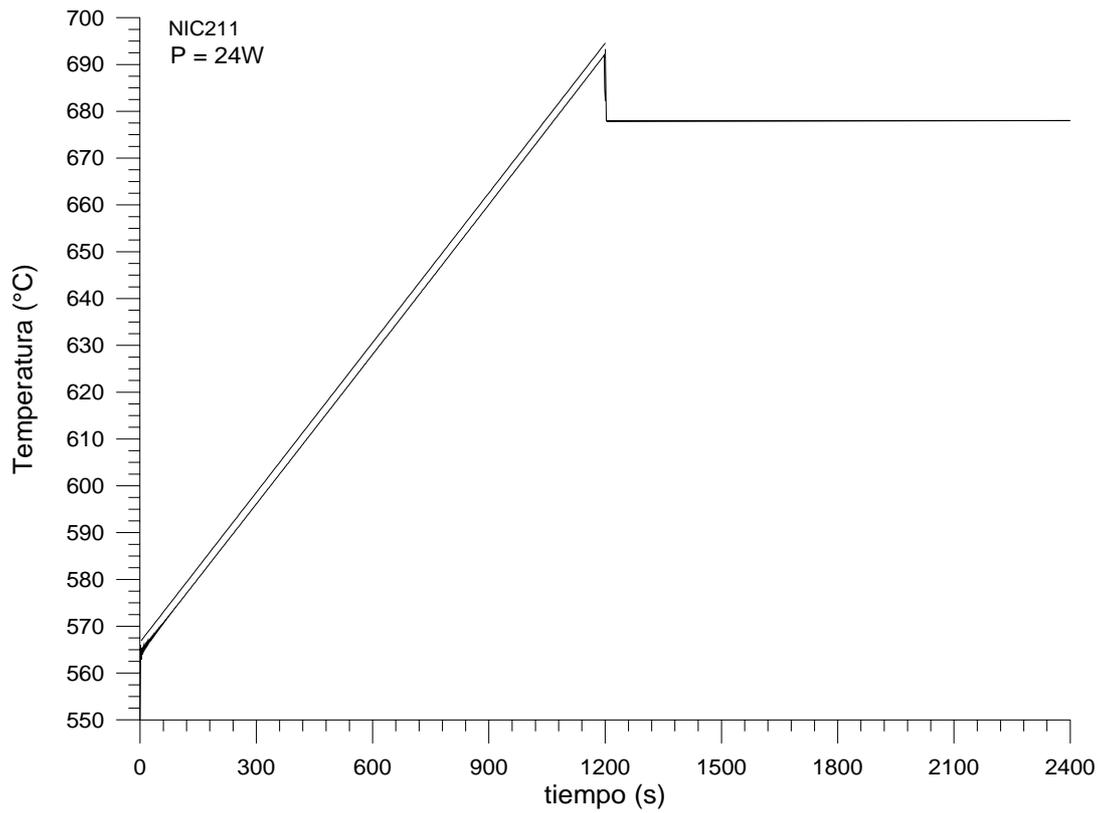


Figura 5.4.7. Ciclos térmicos para $P = 24 \text{ W}$ y $t_L = 1200 \text{ s}$.

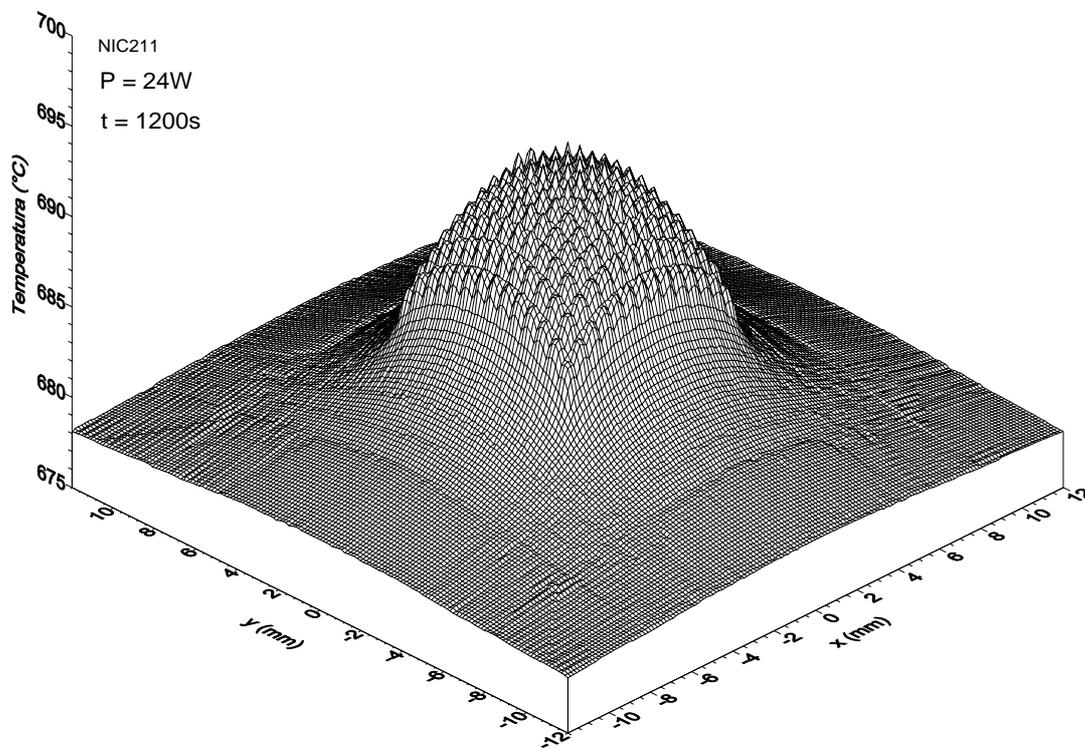


Figura 5.4.8. Campo térmico superficial para $P = 24 \text{ W}$ y $t_L = 1200 \text{ s}$.

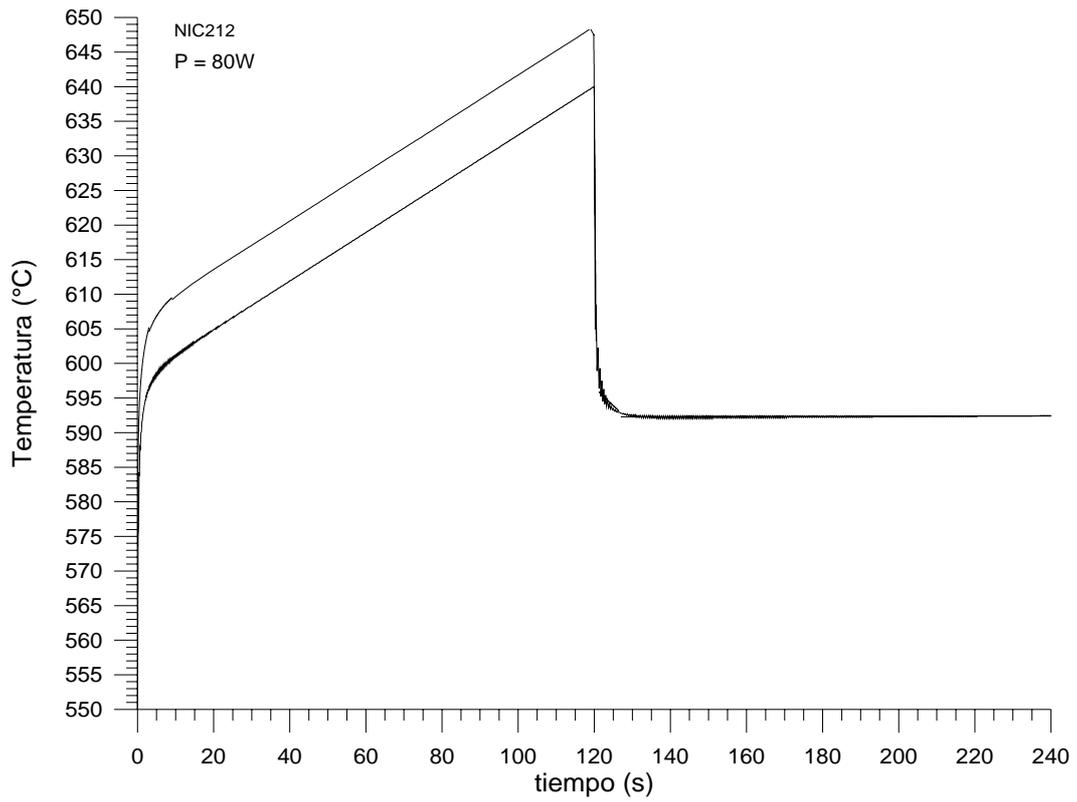


Figura 5.4.9. Ciclos térmicos para $P = 80 \text{ W}$ y $t_L = 120 \text{ s}$.

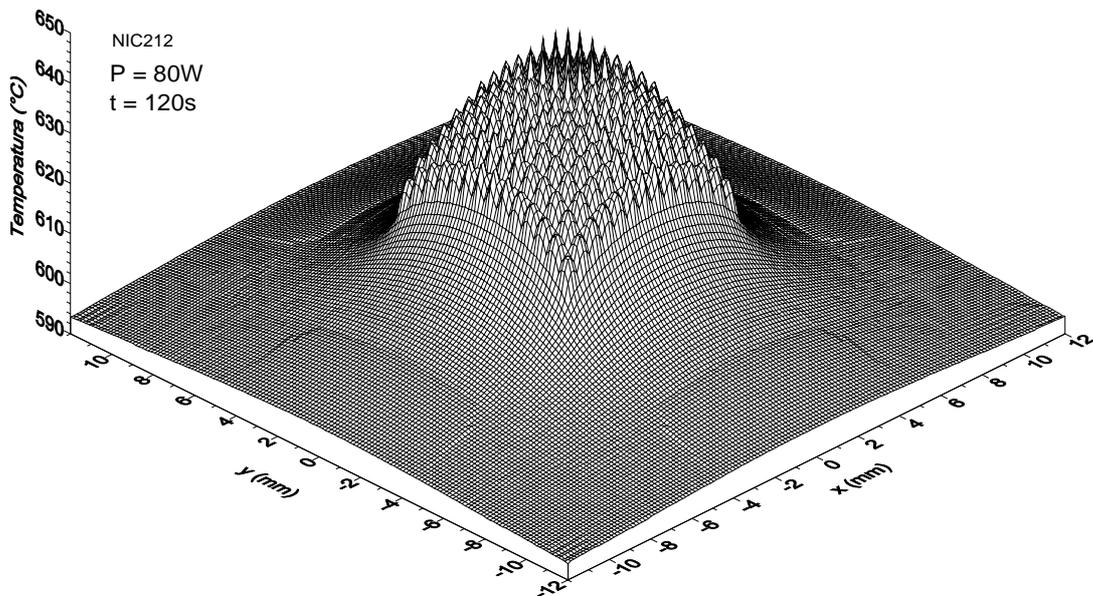


Figura 5.4.10. Campo térmico superficial para $P = 80 \text{ W}$ y $t_L = 120 \text{ s}$.

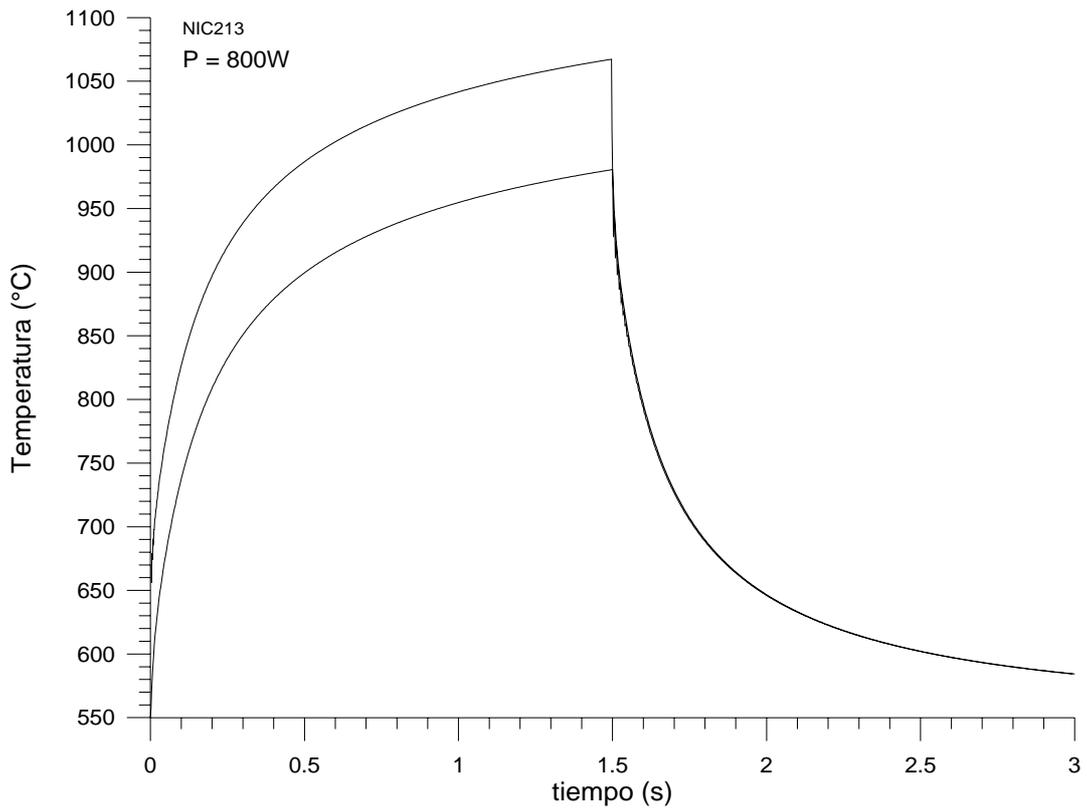


Figura 5.4.11. Ciclos térmicos para $P = 800 \text{ W}$ y $t_L = 1.5 \text{ s}$.

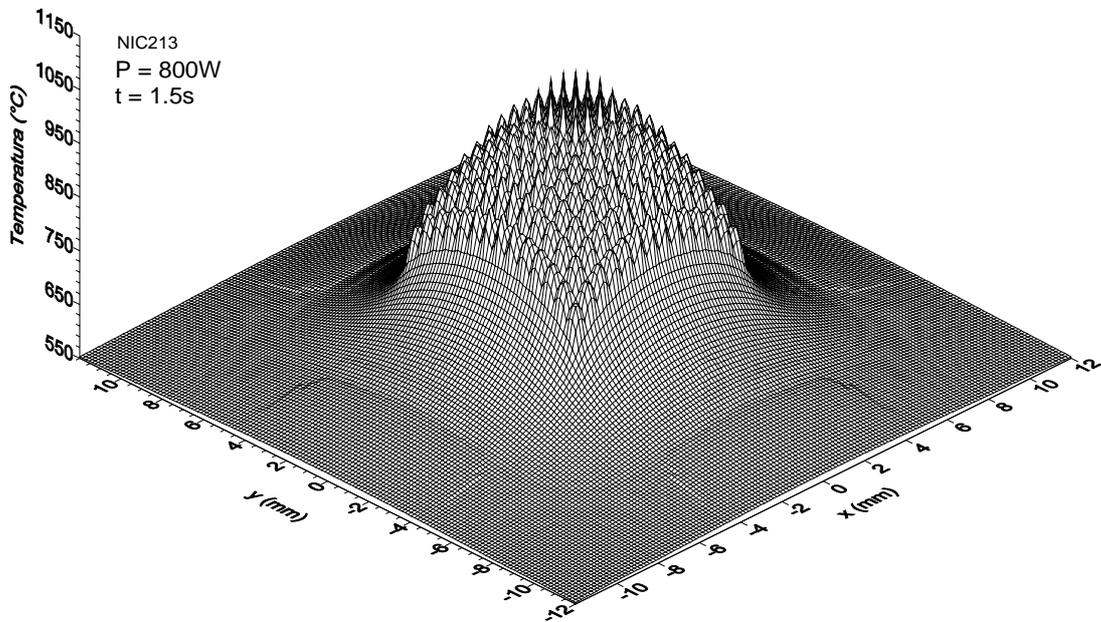


Figura 5.4.12. Campo térmico superficial para $P = 800 \text{ W}$ y $t_L = 1.5 \text{ s}$.

En la Figura 5.4.13 se representan gráficamente las diferencias de temperaturas alcanzadas en el curso de los procesos para las diferentes potencias en nodos en el centro de la superficie de incidencia de la probeta coincidentes con un pico y un valle de la distribución de intensidad.

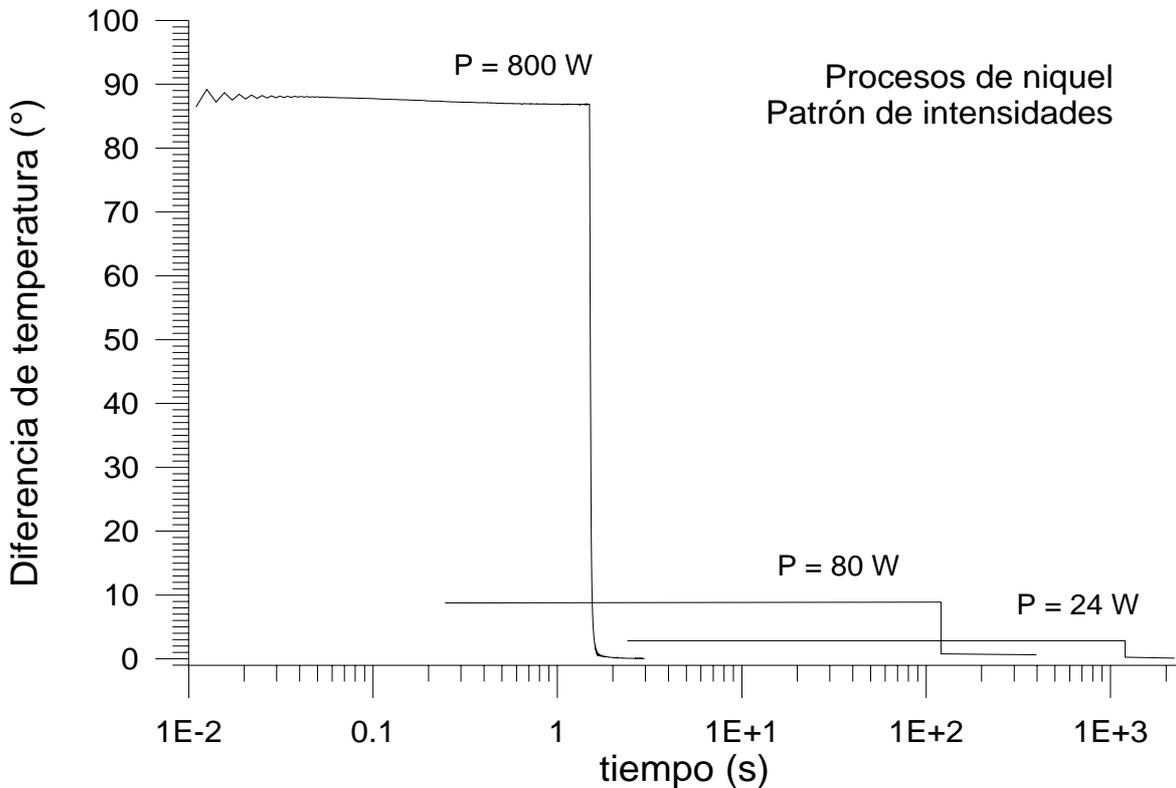


Figura 5.4.13. Diferencias de temperaturas alcanzadas en el curso del proceso en nodos de la superficie de incidencia de la probeta coincidentes con un pico y un valle de la distribución de intensidad.

En primer lugar, y a la vista de los resultados, es necesario destacar la necesidad de utilizar un modelo tridimensional para la simulación de estos procesos. Incluso para este material de gran conductividad térmica, se obtienen diferencias de temperatura apreciables en nodos de la superficie coincidentes con un pico y un valle de la distribución de intensidad incidente. Esta diferencia de temperatura crece con la potencia incidente, se alcanza casi instantáneamente al comenzar el proceso, se mantiene prácticamente constante mientras dura la incidencia láser y cae muy rápidamente al finalizar ésta.

Como ocurría en el caso del vidrio, el campo térmico superficial en el instante final de incidencia es más suave conforme disminuye la potencia y aumenta el tiempo de interacción, debido a la transmisión del calor por conducción hacia el seno del material. Debido a la relativamente elevada cantidad de energía absorbida por la probeta de níquel y a la no consideración de pérdidas por convección y radiación, puede observarse que las temperaturas en los nodos de la superficie se igualan en el enfriamiento a una temperatura superior a la inicial. Esta temperatura será tanto mayor cuanto lo sea la cantidad total de energía absorbida.

5.4.3. PROCESOS ESTÁTICOS DE VITRIFICADO LÁSER.

Se muestran y analizan los resultados obtenidos en las simulaciones de los procesos de vitrificado láser o *laser-glazing* sobre níquel. Los procesos se realizan con distribuciones de intensidad uniformes con una elevada densidad de potencia y durante tiempos de incidencia relativamente pequeños y pretenden elevar la temperatura de una determinada capa superficial por encima de la temperatura de fusión, para que en el enfriamiento a elevada velocidad, debido a la alta conductividad térmica del material, se obtenga una estructura cristalina con mejores propiedades mecánicas.

El objetivo de las simulaciones numéricas cambia sensiblemente en este análisis. Se pretende verificar los valores de los parámetros de proceso, intensidad y tiempo de incidencia, necesarios para alcanzar la temperatura de fusión a una determinada profundidad. El tiempo de incidencia se ha determinado previamente utilizando un modelo analítico unidimensional [BREINAN 1983] que no considera el calor latente de fusión del níquel. Por lo tanto, sus parámetros de entrada son únicamente la profundidad en la que, en principio, se alcanza esta temperatura de fusión z_{fi} , la intensidad incidente I , y los datos termofísicos del material: la propia temperatura de fusión T_f , la densidad, la capacidad calorífica y la conductividad térmica. El dato de salida para el modelo analítico es el tiempo de incidencia t_L necesario ya comentado. Adicionalmente se facilita también el máximo incremento de temperatura alcanzado en la superficie de la probeta durante el proceso y el tiempo de enfriamiento en el que la superficie vuelve a alcanzar la temperatura de solidificación t_E .

Tabla V.4.7. Resultados obtenidos con el modelo analítico unidimensional de Breinan.

Intensidad incidente	Tiempo de incidencia	Máximo incremento de temperatura	Tiempo de enfriamiento	Longitud de difusión térmica
I ($W\ m^{-2}$)	t_L (s)	$\Delta T_{m\acute{a}x}$ ($^{\circ}C$)	t_E (s)	δ_t (m)
$5.5 \cdot 10^9$	$6.71 \cdot 10^{-5}$	2709	$3.02 \cdot 10^{-5}$	$7.94 \cdot 10^{-5}$
$2 \cdot 10^9$	$2.64 \cdot 10^{-4}$	1939	$2.47 \cdot 10^{-5}$	$1.57 \cdot 10^{-4}$
$5 \cdot 10^8$	$2.77 \cdot 10^{-3}$	1569	$2.24 \cdot 10^{-5}$	$5.10 \cdot 10^{-4}$
$5 \cdot 10^7$	0.236	1448	$2.17 \cdot 10^{-5}$	$4.71 \cdot 10^{-3}$

Si bien la geometría del proceso viene definida por las dimensiones del haz y de la probeta de níquel tratada, si éstas son lo suficientemente grandes (mayores que la longitud de difusión térmica, es decir, del orden de 10^{-2} m), la geometría de la malla modelizada en el modelo numérico tridimensional puede simplificarse gracias a los pequeños tiempos de interacción previstos para los procesos y al empleo de una distribución de intensidad incidente uniforme. La discretización geométrica utilizada en el modelo numérico es la misma en todos los casos y se resume en la Tabla V.4.8, siendo 21 y 88, el número de elementos de volumen y de puntos nodales, respectivamente.

Tabla V.4.8. Características de la simulación.

Concepto	Número	Dimensiones (mm)
Probeta discretizada		0.02 x 0.02 x 10
Nº total de filas de elementos según el eje OX	1	
	1	0.02
Nº total de filas de elementos según el eje OY	1	
	1	0.02
Nº total de filas de elementos según el eje OZ	21	
	6	0.005
	1	0.01
	3	0.02
	2	0.05
	3	0.1
	1	0.5
	4	1
	1	5

En la Tabla V.4.9 se muestra el resumen de resultados de las simulaciones numéricas realizados con los valores de tiempo de incidencia determinados con el modelo analítico unidimensional de Breinan. Paralelamente, se lleva a cabo una comparación de los restantes resultados obtenidos: temperaturas características y tiempo de enfriamiento.

En las Figuras 5.4.16-19 se muestran los ciclos térmicos obtenidos como resultado de las simulaciones numéricas para una profundidad inicial fundida $z_{fi} = 0.025$ mm y distintas intensidades incidentes. En la Figura 5.4.20 se representan las temperaturas alcanzadas en el instante final de incidencia en función de la profundidad en cada uno de los casos.

Tabla V.4.9. Resultados obtenidos con el modelo TEMPLUM. Entre paréntesis se indica la discrepancia correspondiente con los resultados analíticos.

Intensidad incidente	Tiempo de incidencia	Máximo incremento de temperatura	Temperatura calculada para z_{fi} y t_L	Tiempo de enfriamiento
I ($W\ m^{-2}$)	t_L (s)	$\Delta T_{Máx}$ ($^{\circ}C$)	T_{zfi} ($^{\circ}C$)	t_E (s)
$5.5 \cdot 10^9$	$6.71 \cdot 10^{-5}$	2676 (-1.2 %)	1456.1 (+0.07 %)	$2.97 \cdot 10^{-5}$ (-0.5 %)
$2 \cdot 10^9$	$2.64 \cdot 10^{-4}$	1929 (-0.5 %)	1452.5 (-0.1 %)	$2.4 \cdot 10^{-5}$ (-2.8 %)
$5 \cdot 10^8$	$2.77 \cdot 10^{-3}$	1561 (-0.5 %)	1449.4 (-0.3 %)	$2.1 \cdot 10^{-5}$ (-6.2 %)
$5 \cdot 10^7$	0.236	1437 (-0.7 %)	1444.4 (-0.7 %)	$2 \cdot 10^{-5}$ (-7.8 %)

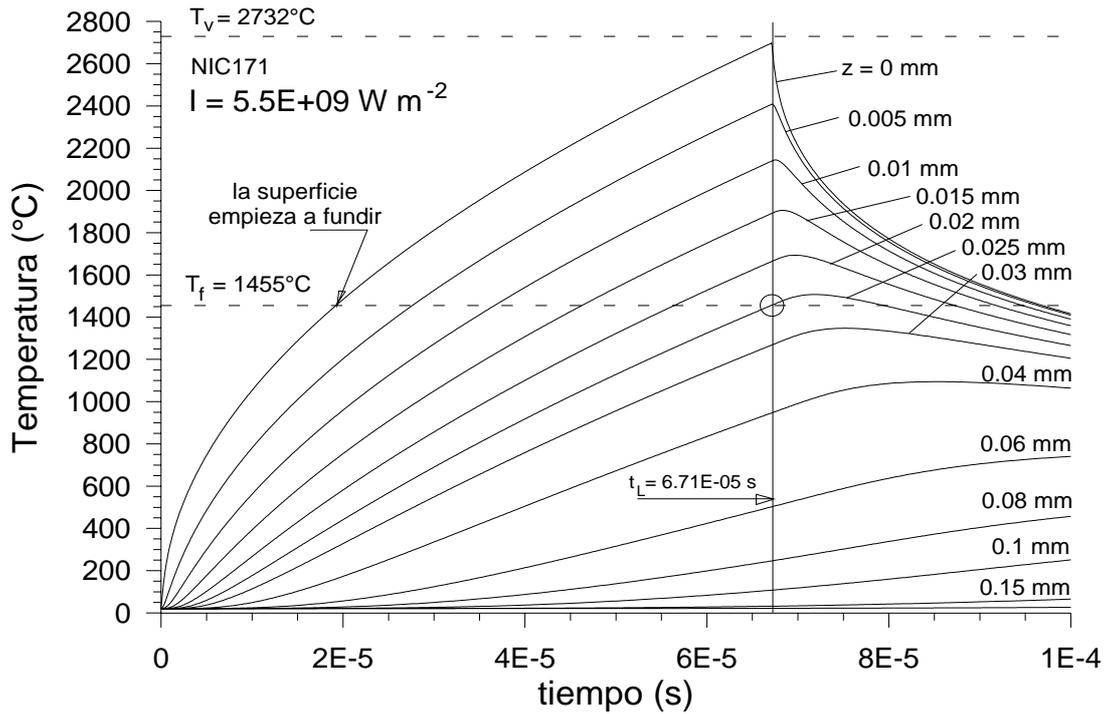


Fig. 5.4.16. Ciclos térmicos de puntos situados a distintas profundidades en la probeta de níquel para $I = 5.5 \cdot 10^9 \text{ W m}^{-2}$ y $t_L = 6.71 \cdot 10^{-5} \text{ s}$

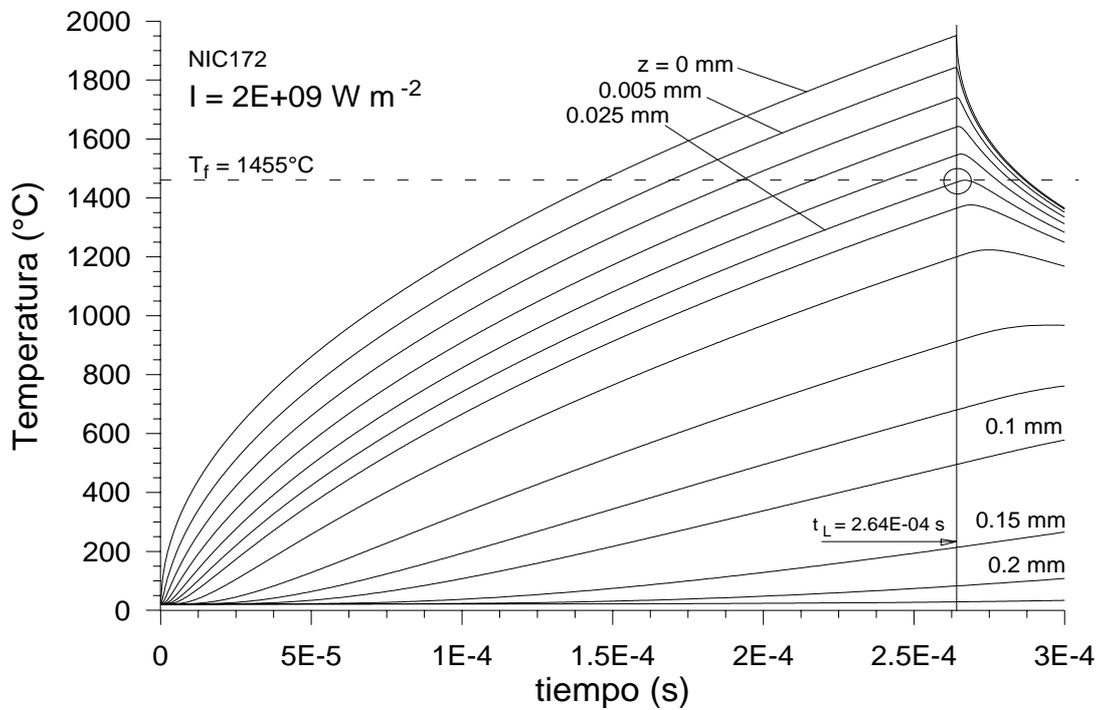


Fig. 5.4.17. Ciclos térmicos de puntos situados a distintas profundidades en la probeta de níquel para $I = 2 \cdot 10^9 \text{ W m}^{-2}$ y $t_L = 2.64 \cdot 10^{-4} \text{ s}$

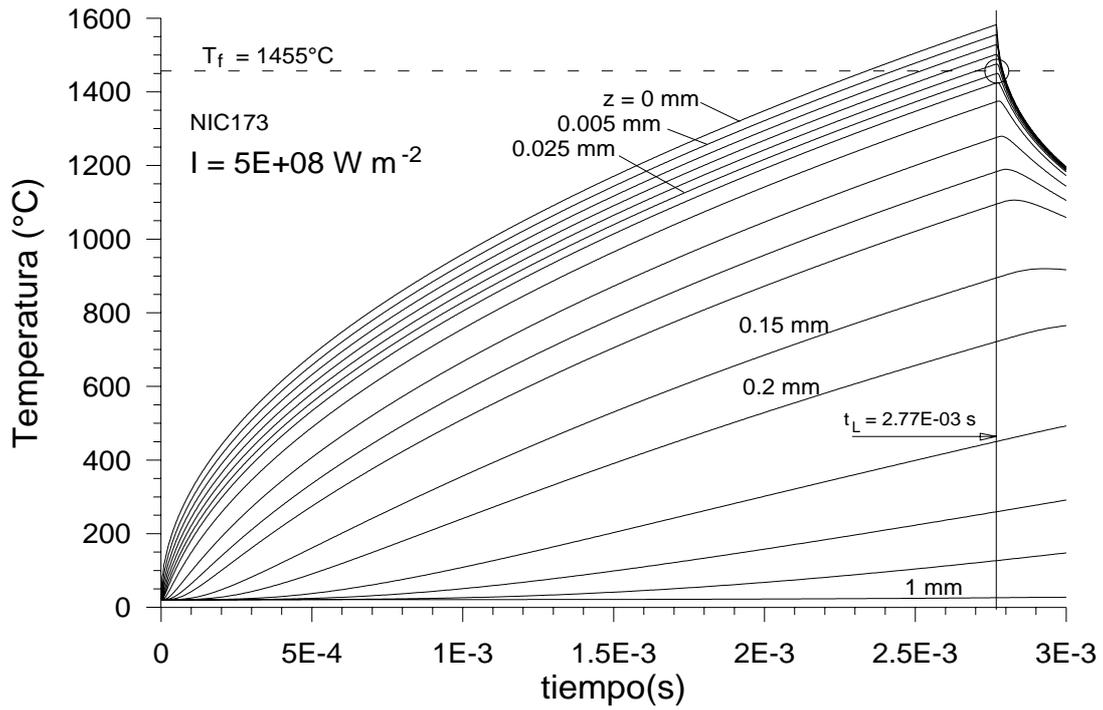


Fig. 5.4.18. Ciclos térmicos de puntos situados a distintas profundidades en la probeta de níquel para $I = 5 \cdot 10^8 \text{ W m}^{-2}$ y $t_L = 2.77 \cdot 10^{-3} \text{ s}$

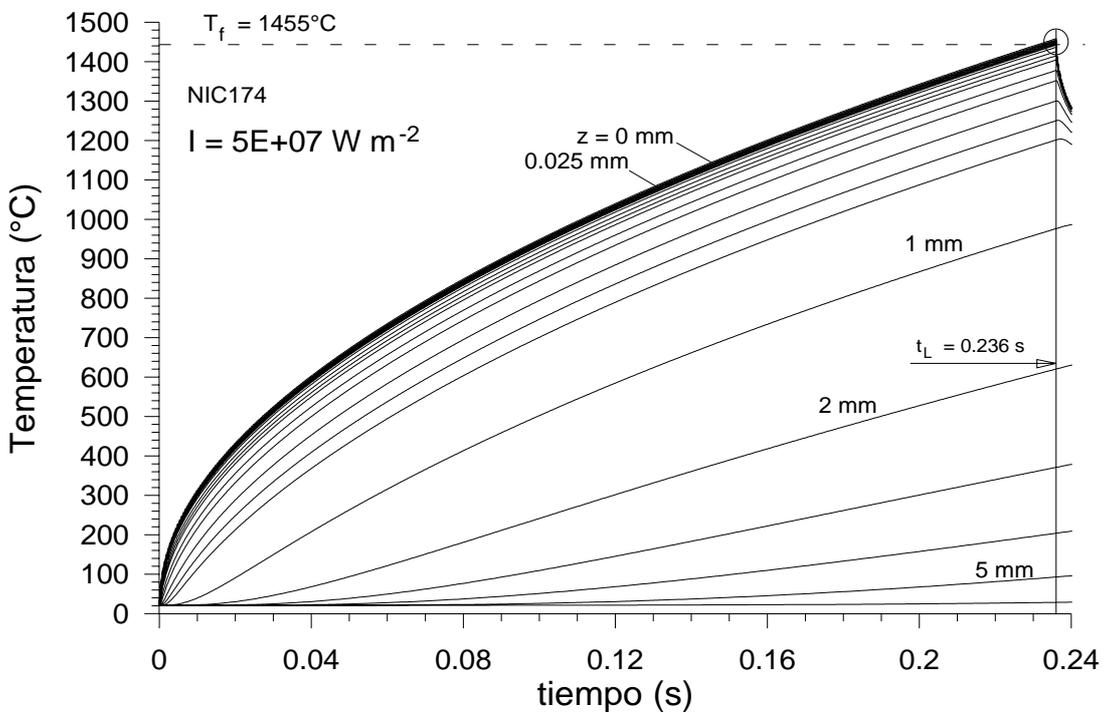


Fig. 5.4.19. Ciclos térmicos de puntos situados a distintas profundidades en la probeta de níquel para $I = 5 \cdot 10^7 \text{ W m}^{-2}$ y $t_L = 0.236 \text{ s}$

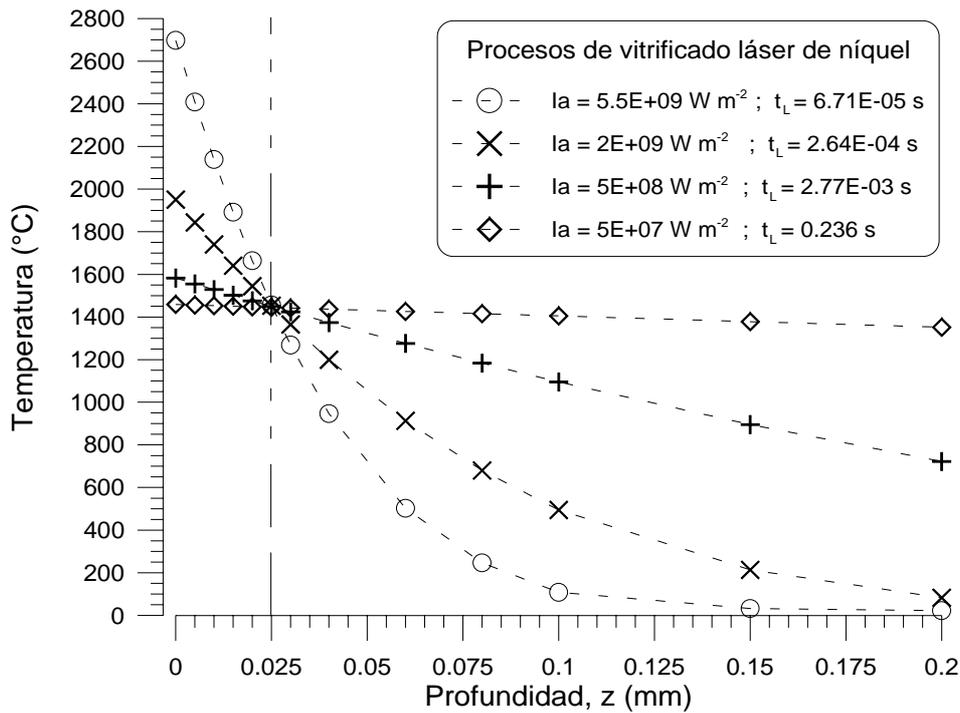


Figura 5.4.20. Temperaturas alcanzadas en la probeta de níquel en función de la profundidad para procesos con distintas distribuciones de intensidad transversal uniforme.

Adicionalmente, y con el fin de determinar la influencia de la desconsideración del calor latente de fusión del níquel en estos procesos, en la Tabla V.4.10 se comparan los resultados del modelo analítico de Breinan, del modelo numérico 3D TEMPLUM y de un modelo numérico unidimensional que tiene en cuenta el calor latente de fusión [GREENWALD 1975]. En este caso los datos de salida de todos los modelos son el tiempo de incidencia necesarios para $I = 5 \cdot 10^9 \text{ W m}^{-2}$ y $z_{fi} = 0.012 \text{ mm}$ y el tiempo de enfriamiento en la que la superficie alcanza la temperatura de solidificación.

Tabla V.4.10. Comparación de los resultados de las simulaciones con diferentes modelos del vitrificado láser de níquel para $I = 5 \cdot 10^9 \text{ W m}^{-2}$ y $z_{fi} = 0.012 \text{ mm}$

	t_L (s)	t_E (s)
M. analítico 1D	$4.55 \cdot 10^{-5}$	$5.5 \cdot 10^{-5}$
M. numérico TEMPLUM-3D	$4.64 \cdot 10^{-5}$	$5.6 \cdot 10^{-5}$
M. numérico 1D con calor latente de fusión	$6 \cdot 10^{-5}$	$5.7 \cdot 10^{-5}$

Es interesante observar que la discrepancia entre los resultados de los modelos que no tienen en cuenta el calor latente de fusión y del que sí lo considera, se centra principalmente en el tiempo de incidencia: -24% (m. analítico) y -22% (TEMPLUM).

6. VALIDACIÓN EXPERIMENTAL DEL MODELO DESARROLLADO.

En este capítulo se lleva a cabo la validación del modelo numérico desarrollado para la predicción y caracterización de los procesos de tratamiento térmico superficial de materiales con láser. Con este fin, se realizan procesos experimentales de temple superficial de un acero al carbono con un láser de CO₂ y se comparan con los resultados obtenidos mediante las simulaciones del modelo.

6.1. DEFINICIÓN DEL PLAN DE VALIDACIÓN EXPERIMENTAL.

El plan de validación experimental consiste en la realización experimental de un proceso de tratamiento térmico superficial y la comparación de sus resultados con los obtenidos computacionalmente. El proceso elegido es el más representativo de los procesos de tratamiento térmico superficial que se realizan actualmente en la industria: el temple superficial de un acero al carbono.

Tanto el proceso como sus condiciones se han escogido con el fin de considerar de forma conjunta las características más resaltables y novedosas del modelo y de la metodología desarrollados: propiedades ópticas y termofísicas del material dependientes de la temperatura, geometría de la probeta finita, proceso dinámico y distribución transversal de intensidad del haz incidente no uniforme.

La realización de las pruebas experimentales se ha realizado en el Departamento de Óptica y Optometría de la Escuela de Óptica de Tarrasa con un sistema láser de CO₂ de RoFin Sinar. Se ha escogido este equipo por su capacidad para suministrar la potencia suficiente y la posesión de una distribución transversal de intensidad del haz incidente bien determinada. Las características principales de este equipo se muestran en la Tabla VI.1.1.

Tabla VI.1.1

CARACTERÍSTICAS DEL EQUIPO ROFIN-SINAR RS 1700 SM	
Potencia de salida nominal	1700 W
Intervalo de trabajo	170 - 1900 W
Estabilidad de la potencia	± 2 % (para ΔT del agua de refrigeración < 1°C)
Longitud de onda de la radiación	10.6 μm
Diámetro del haz a la salida del resonador	≈ 19 mm
Divergencia del haz	≤ 1.5 mrad
Modo de la distribución transversal de intensidad	TEM ₀₁ *
Polarización del haz	Lineal a 45° de la horizontal

El acero elegido para ser tratado experimentalmente es el acero al carbono F1140 (C45K) hipoeutectoide (~ 0.4% de carbono). Su composición química se facilita

en la Tabla VI.1.2 [HEVA 1973]. Es un acero muy común, templable en agua y con el que se obtienen características mecánicas muy aceptables. La dureza de este acero laminado o normalizado se encuentra entre 175 y 255 en la escala de dureza Brinell y se eleva al templar mediante los procesos convencionales hasta un intervalo de dureza entre 43 y 60 Rockwell C. Los valores 225 en la escala Brinell y 43 y 60 en la escala Rockwell C corresponden aproximadamente a los valores 269, 425 y 697 en la escala Vickers, respectivamente.

Tabla VI.1.2. Composición química de la colada de acero F1140 en % en peso.

C	Mn	Si	P (máx)	S (máx)
0.40 - 0.50	0.50 - 0.80	0.15 - 0.40	0.035	0.035

Las temperaturas de críticas de este acero son $Ac_1 = 730^\circ\text{C}$ y $Ac_3 = 780^\circ\text{C}$. En la Tabla VI.1.3 se muestran las temperaturas alcanzadas y los medios de enfriamiento utilizados para llevar a cabo distintos procesos de tratamiento con este acero.

Tabla VI.1.3. Procesos convencionales de tratamiento térmico del acero F1140.

Operación	Temperatura de proceso	Enfriamiento
Forja	1150-850°C	Cenizas
Normalizado	860°C	Aire
Recocido de ablandamiento	680°C	Aire
Temple	840°C	Agua
Revenido	500-650°C	Aire

6.1.1. CONDICIONES DE LOS PROCESOS DE TEMPLE SUPERFICIAL.

Se han realizado distintas pruebas de tratamiento térmico superficial con el sistema láser Rofin Sinar 1700, empleándose una potencia cercana a la máxima de salida del sistema (lectura de 1800 W en la pantalla de control del equipo). La distribución de intensidad transversal del haz a la salida de la fuente es un modo de simetría circular TEM_{01} *

El sistema óptico empleado se compone básicamente de un conjunto de espejos, cada uno de los cuales desvía 90° el haz láser, y un dispositivo óptico que permite controlar los parámetros de la distribución transversal de intensidad del haz incidente.

Las pérdidas debido al sistema óptico por absorciones en los elementos que lo componen, se estiman en un 20%, según las potencias indicadas por las pantalla de

control del sistema láser a la salida del resonador por un lado, y por otro, medidas con el calorímetro situado después del último dispositivo óptico. Dichas potencias indicadas y medidas se representan gráficamente en la Figura 6.1.1.

El gas de protección del sistema óptico empleado es aire, que circula de forma coaxial con el haz láser a la salida de la boquilla del cabezal láser, y que incide perpendicular a la superficie de la pieza durante todo el proceso.

La preparación de las probetas a tratar se ha llevado a cabo de la siguiente manera. En primer lugar, se han cortado probetas de geometría ortoédrica de 100 x 20 x 5 mm de una chapa de acero de 5 mm. En segundo lugar, y con el fin de mejorar la absorción de la superficie, ésta se ha lijado manualmente y se ha recubierto por una fina capa de pintura negra pulverizada.

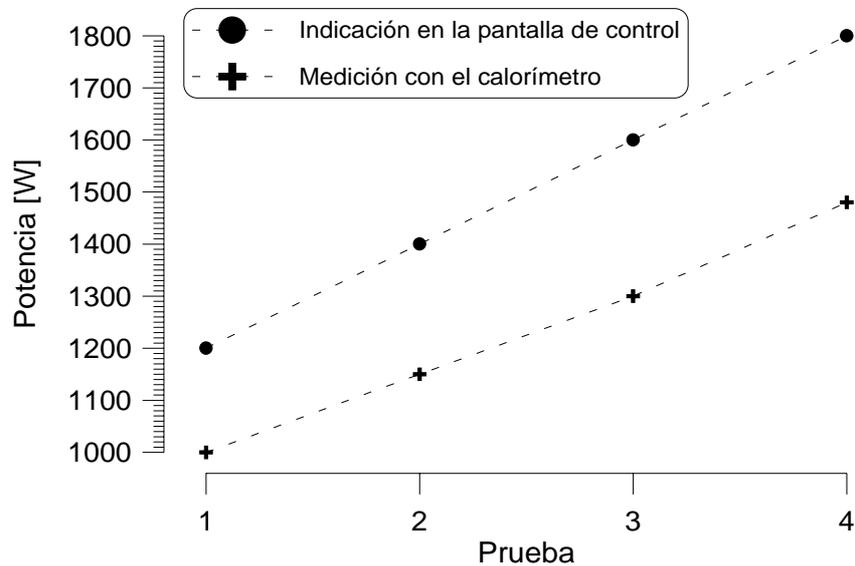


Figura 6.1.1. Valores de potencias visualizadas en la pantalla de control y medidas con el calorímetro en las distintas pruebas.

Se consideran las siguientes condiciones de proceso como constantes en las distintas pruebas de temple superficial de acero F1140:

- i) El ángulo de incidencia del haz es perpendicular al plano de la superficie de la probeta.
- ii) La velocidad de proceso es uniforme e igual a 10 mm s^{-1} .
- iii) El haz realiza un recorrido sobre la superficie sin abandonar el eje central de la probeta según el esquema del proceso dado en la Figura 6.1.2.

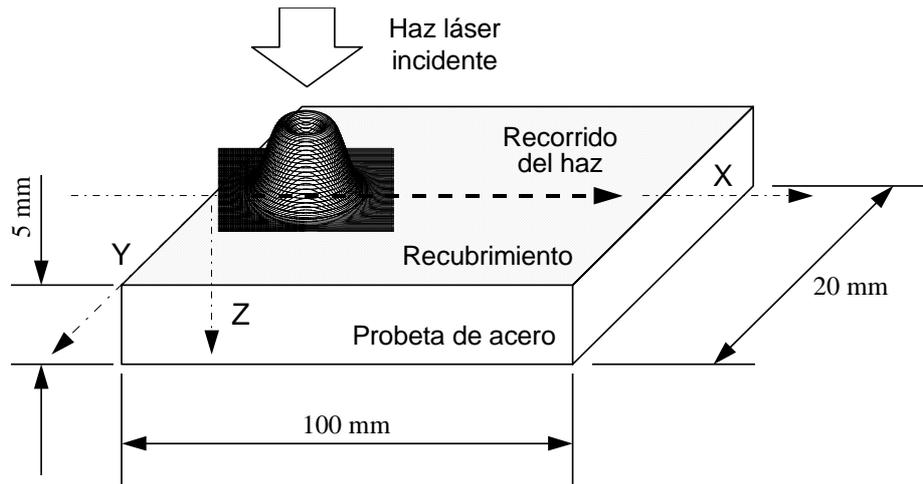


Figura 6.1.2. Esquema del proceso experimental.

6.1.2. PARÁMETROS DE PROCESO.

Con el fin de realizar varios procesos con distintos valores en los parámetros, se han considerado como variables el tamaño del haz y la potencia incidente en la superficie de la probeta. Como parámetro característico del tamaño y de la distribución transversal de intensidad TEM_{01} se ha tomado el radio correspondiente a la máxima intensidad de la distribución, r_c . Obviamente, la variación en el tamaño del haz y en la potencia modifican la distribución transversal de intensidad del haz en cada una de las pruebas.

En la Figura 6.1.3 se muestra la huella sobre metacrilato de las distribuciones transversales de intensidad del haz para los casos en los que $r_c = 3$ mm y $r_c = 2$ mm respectivamente. En la Figura 6.1.4 se representa gráficamente la distribución transversal de intensidad incidente del haz para uno de los procesos modelizados.

Los valores seleccionados para los parámetros variables se resumen en la Tabla VI.1.4. La potencia incidente en la superficie de la probeta considerada es la medida por el calorímetro una vez el haz ha pasado por todos los dispositivos ópticos que pueden dar lugar a pérdidas de potencia.

Tabla VI.1.4. Valores empleados en los parámetros del proceso.

Proceso	Potencia (W)	r_c (mm)	Diámetro aprox. (mm)
1	1480	3	12
2	1480	2	8
3	1300	2	8

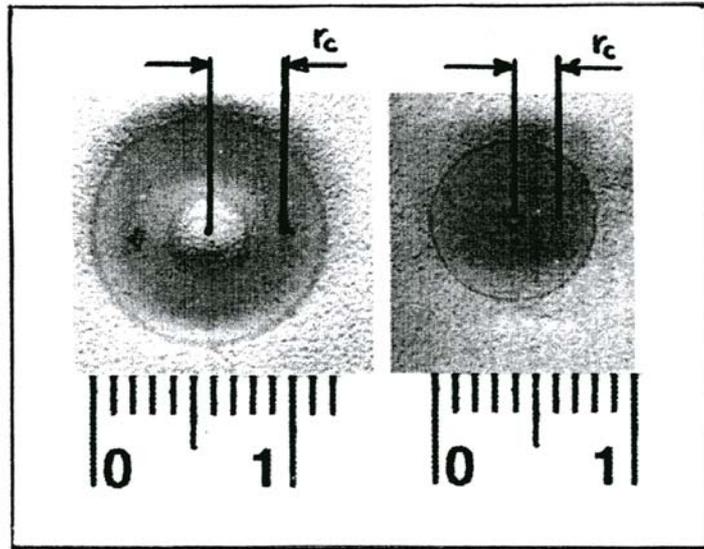


Figura 6.1.3. Huella dejada por la distribución transversal de intensidad del haz sobre metacrilato para $r_c = 3$ mm (a la izquierda) y $r_c = 2$ (a la derecha).

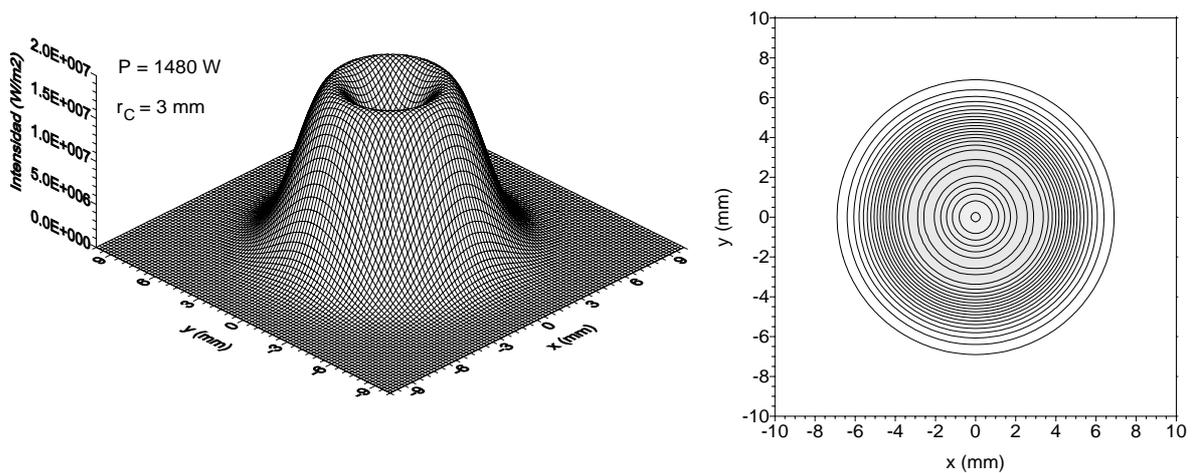
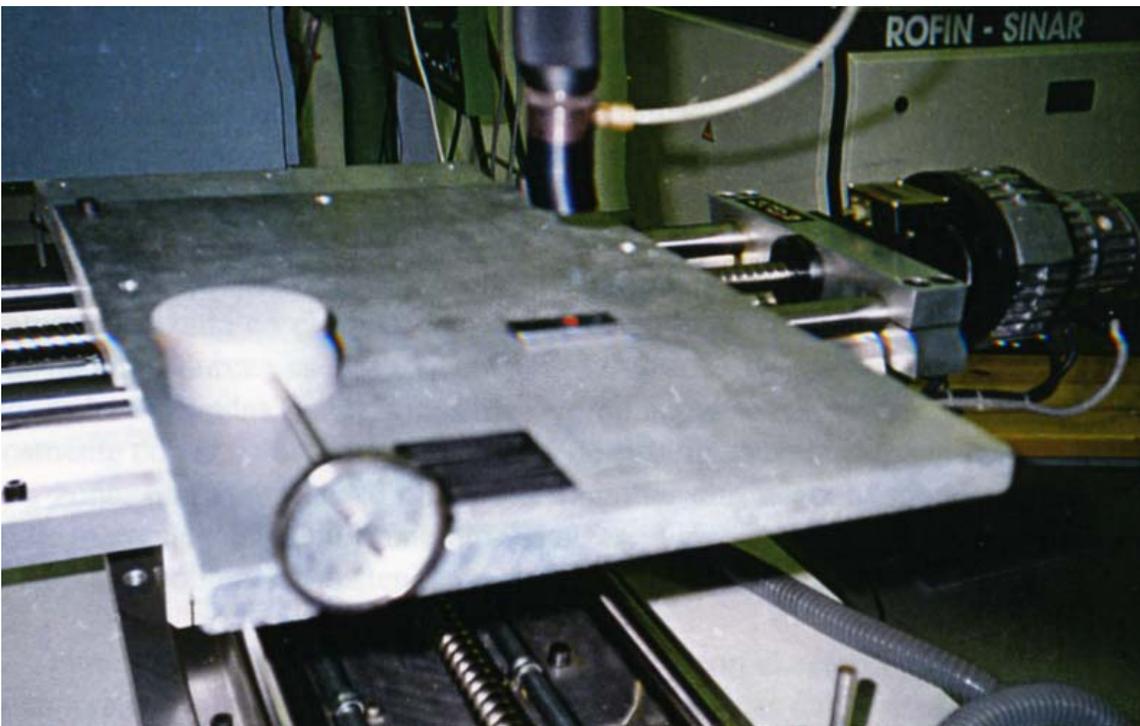
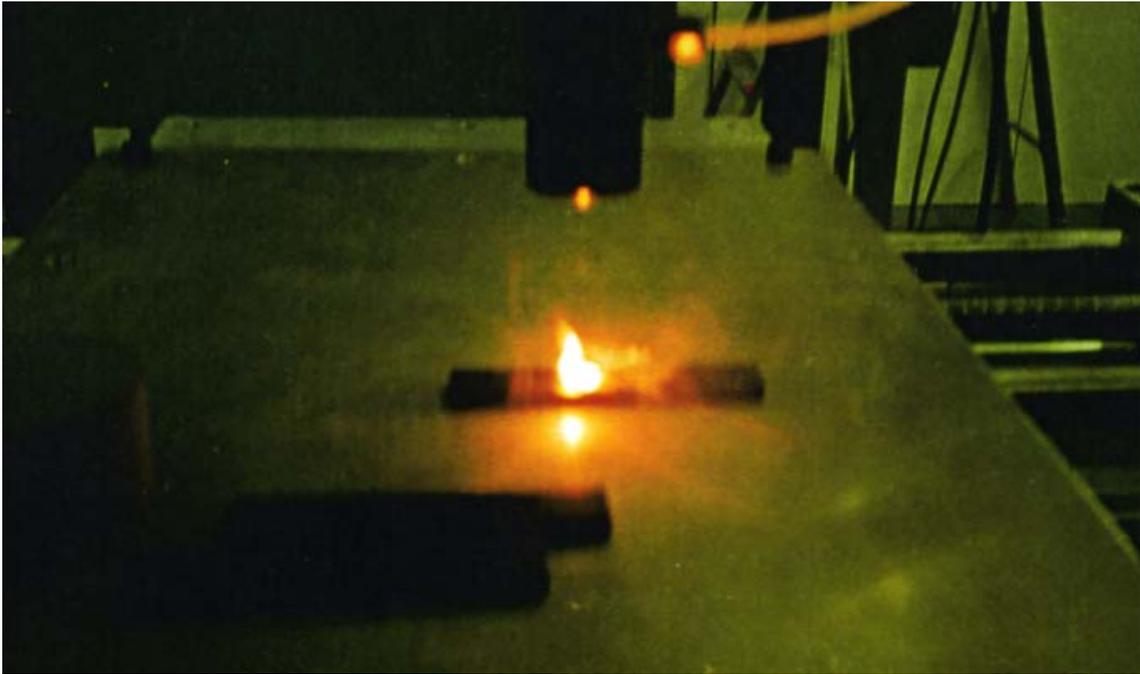


Figura 6.1.4. Representaciones gráficas tridimensional y bidimensional de la distribución transversal de intensidad incidente del haz en el proceso para $P = 1480$ W y $r_c = 3$ mm.

6.2. RESUMEN DE LOS RESULTADOS EXPERIMENTALES.

En esta sección se presentan los resultados experimentales de las pruebas de temple superficial de probetas de acero F1140 de geometría ortoédrica con el sistema láser de CO₂ Rofin Sinar 1700. En las Figuras 6.2.1 y 6.2.2 se muestran una fotografía del montaje experimental y una imagen tomada durante el proceso de temple, respectivamente.



Los procesos tienen como resultado la modificación de la microestructura de la probeta en su superficie y, por tanto, de las propiedades mecánicas superficiales. En consecuencia, se tomarán como resultados experimentales la anchura y el espesor de la zona de la probeta, cortada según un plano perpendicular a la dirección del movimiento del haz, cuyas propiedades mecánicas han sido modificadas una vez alcanzado el régimen estacionario del proceso. Se considera que, hacia la mitad longitudinal de la probeta, este régimen ya ha sido alcanzado.

En cada proceso, estas zonas vienen delimitadas por el valor máximo de temperatura alcanzado en el transcurso del calentamiento en la probeta. La zona donde se logra la máxima dureza es la de obtención del 100 % de martensita en el enfriamiento. Debido a las elevadas velocidades de enfriamiento conseguidas, esta zona coincide prácticamente con la de obtención del 100% de austenita en el calentamiento ($T > A_{c3}$). La segunda zona, en la que no se obtiene la máxima dureza, corresponde a una obtención parcial de martensita en el enfriamiento. Esta zona viene delimitada por la temperatura para la que empieza a obtenerse austenita en el calentamiento ($T > A_{c1}$).

Para los procesos experimentales realizados con el acero F1140, el valor estimado de la temperatura inicial es 25°C. Las temperaturas críticas del acero se ven sensiblemente modificadas para las velocidades de calentamiento obtenidas en los procesos como se ha explicado en la sección 2.3.2. En concreto, la temperatura para la que comienza la aparición de austenita en el calentamiento, A_{c1} , es 790°C y la temperatura para la obtención del 100% de austenita en el calentamiento, A_{c3} , es 915°C.

El esquema gráfico de los resultados experimentales analizados se representa en la Figura 6.2.3. Por su parte los valores obtenidos correspondientes para cada uno de los procesos se resumen en la Tabla VI.2.1. Los valores más sencillos y fiables de obtener de todos éstos, son los correspondientes a las dimensiones de la zona de temple parcial: y_1 y z_1 . Esto es debido a que, tras la correspondiente preparación posterior al proceso de temple superficial de las probetas (corte transversal, pulido y ataque con el reactivo adecuado para diferenciar las distintas microestructuras obtenidas), la zona de temple parcial es la que mejor queda resaltada visualmente frente a la zona no templada. La precisión de estas medidas es de $\pm 10 \mu\text{m}$. Ya que la zona de temple total es más difícil de distinguir a simple vista, puede determinarse, de forma aproximada, por el perfil de microdurezas obtenido en función de la profundidad el valor de z_3 . La precisión de esta medida es menor y depende de la distancia de separación de las penetraciones realizadas en las pruebas de microdureza (0.1 mm en la casi totalidad de los casos).

Tabla VI.2.1. Resumen de los resultados experimentales de los procesos de temple superficial de acero F1140.

Proceso	Potencia (W)	r_c (mm)	y_1 (mm)	z_1 (mm)	z_3 (mm)
1	1480	3	6.08	0.60	0.4
2	1480	2	7.05	1.05	0.85
3	1300	2	6.50	0.98	0.8

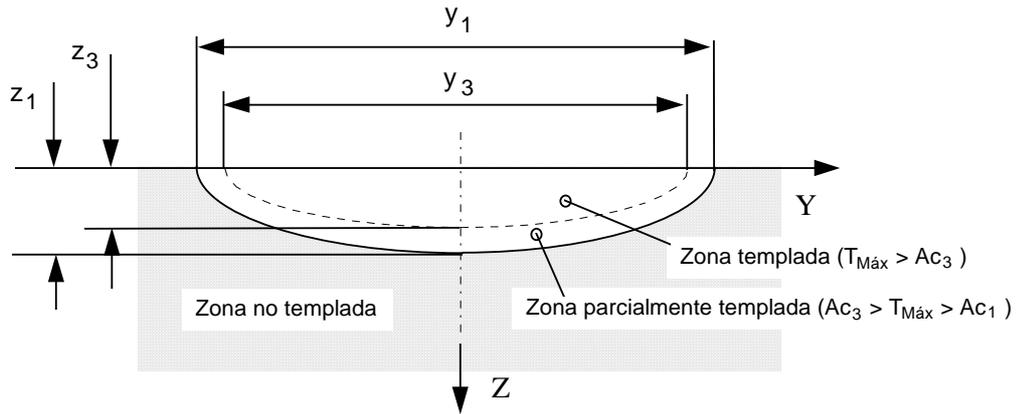


Figura 6.2.3. Esquema del corte transversal de la probeta templada.

En las Figuras 6.2.4-6 se muestran los perfiles de la microdureza según el proceso Vickers obtenida en función de la profundidad para cada una de las probetas de los procesos. En todos los casos la dureza alcanza un valor máximo que se mantiene prácticamente constante, desde la superficie hasta una determinada profundidad, a partir de la cual empieza a descender. La zona de transición, que separa la anterior zona de una tercera de dureza no modificada con respecto a la del material antes de ser procesado, tiene un espesor aproximado de 2 décimas de mm.

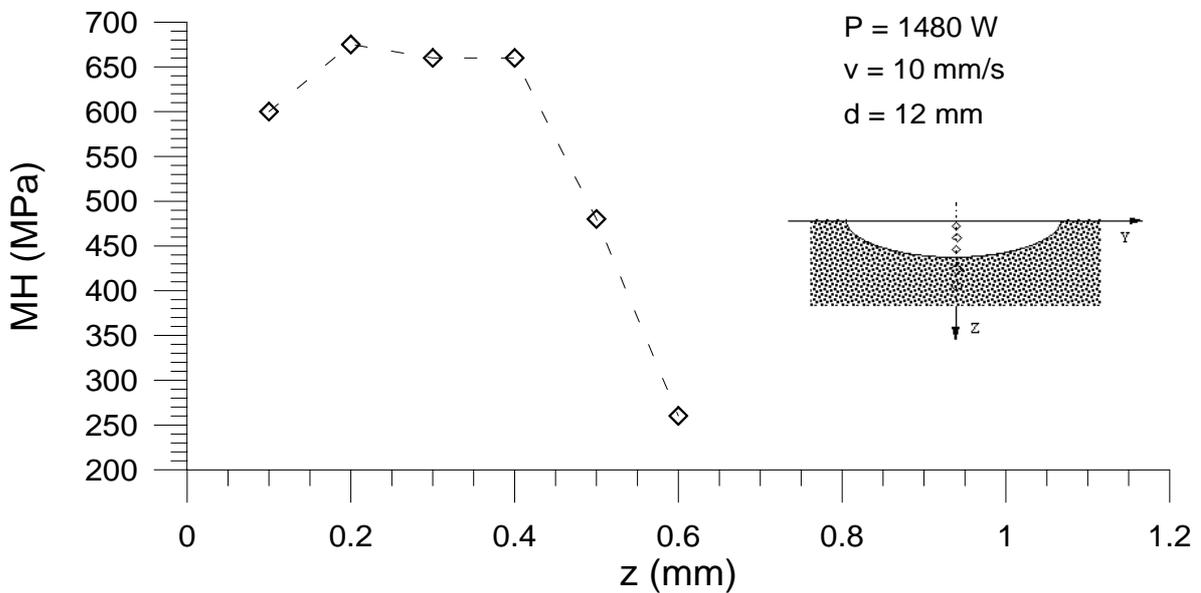


Figura 6.2.4. Perfil de microdureza obtenido a distintas profundidades en la probeta de acero para una potencia incidente de 1480 W y un diámetro del haz de 12 mm.

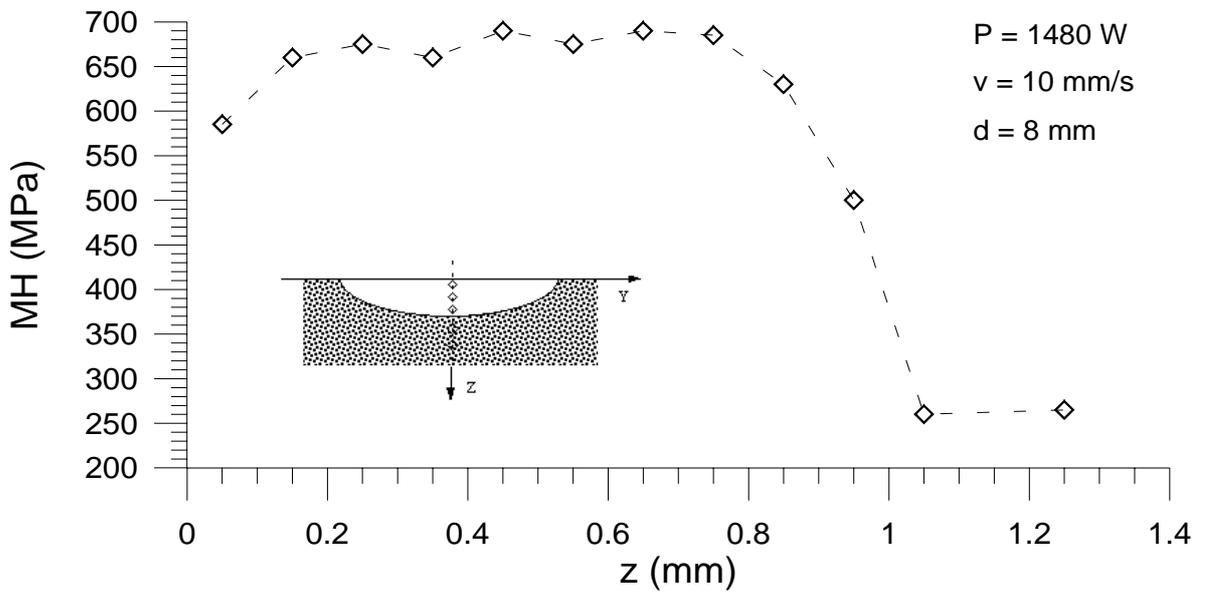


Figura 6.2.5. Perfil de microdureza obtido a distintas profundidades en la probeta de acero para una potencia incidente de 1480 W y un diámetro del haz de 8 mm.

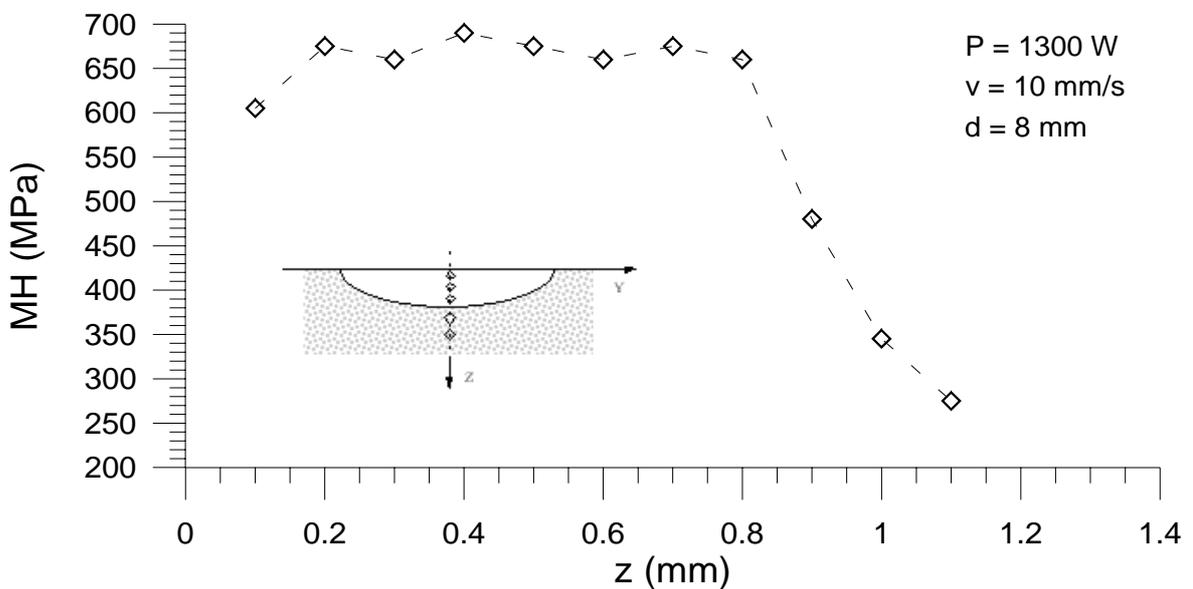


Figura 6.2.6. Perfil de microdureza obtido a distintas profundidades en la probeta de acero para una potencia incidente de 1300 W y un diámetro del haz de 8 mm.

En los perfiles de microdureza representados se observa que el máximo valor de microdureza no se obtiene en los puntos más cercanos a la superficie. Esto es debido

a la decarburación superficial producida en el proceso de laminación de la chapa y a que la dureza alcanzada en el proceso de temple de un acero crece con el contenido de carbono en dicho acero a igualdad en los demás parámetros y condiciones. En la Figura 6.2.7 se muestra un detalle de la zona no tratada cercana a la superficie que confirma esta decarburación. En la dirección del eje OY no se ha observado una variación de la microdureza reseñable.

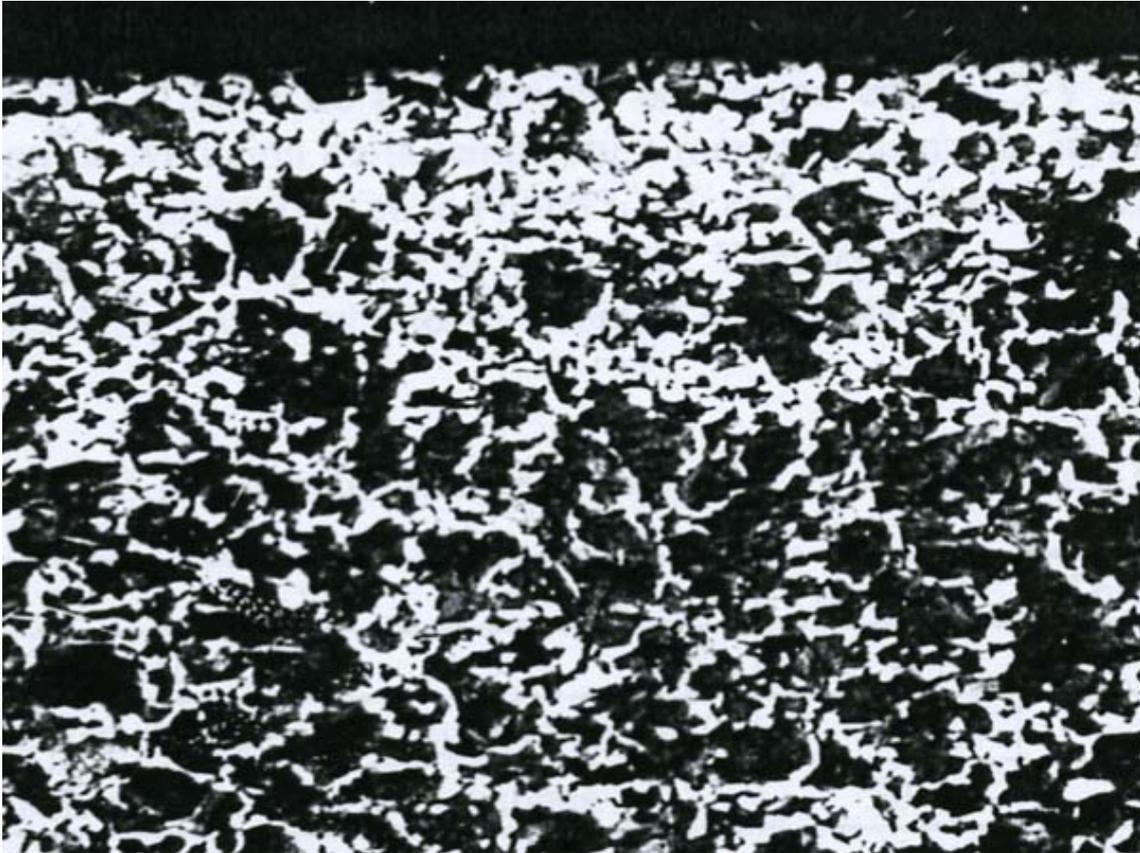


Figura 6.2.7. Detalle de la decarburación en la superficie de la chapa.

6.3. CONTRASTACIÓN DE LOS RESULTADOS COMPUTACIONALES CON LOS EXPERIMENTALES.

Se han realizado las correspondientes simulaciones numéricas de los procesos experimentales llevados a cabo en la sección anterior con el modelo de predicción y caracterización desarrollado. Debido a las condiciones del proceso (geometría de la probeta y distribución transversal de intensidad no uniforme del haz incidente) se utiliza el código tridimensional. A pesar de que las dimensiones de la probeta real son de 100 x 20 x 5 mm, las de la probeta modelizada se han reducido a 50 x 10 x 5 mm con el fin de disminuir el número de nodos de la malla, y por lo tanto el tiempo de cálculo necesario para la simulación. Esta reducción de la geometría se considera válida, en primer lugar en la dirección de movimiento del haz, debido a que el estado estacionario se alcanza aproximadamente al cabo de un intervalo de tiempo entre 1.5 y 2 segundos. Esto se demuestra con la evolución de la temperatura máxima alcanzada en la probeta durante el curso del proceso representada en la Figura 6.3.5, es decir, cuando el haz ha recorrido de 15 a 20 milímetros sobre la superficie de la probeta. Y en segundo lugar en la dirección del eje OY, perpendicular a la de movimiento, debido a la simetría en las condiciones del proceso.

Tabla VI.3.1. Características de la geometría discretizada en la simulación.

Concepto	Número	Dimensiones (mm)
Probeta discretizada		50 x 10 x 5
Nº total de filas de elementos según el eje OX	50	
Filas de elementos en OX / dimensiones	50	1
Nº total de filas de elementos según el eje OY	21	
Filas de elementos en OY / dimensiones	14	0.25
Filas de elementos en OY / dimensiones	3	0.5
Filas de elementos en OY / dimensiones	3	1
Filas de elementos en OY / dimensiones	1	2
Nº total de filas de elementos según el eje OZ	16	
Filas de elementos en OZ / dimensiones	5	0.1
Filas de elementos en OZ / dimensiones	2	0.2
Filas de elementos en OZ / dimensiones	3	0.3
Filas de elementos en OZ / dimensiones	3	0.4
Filas de elementos en OZ / dimensiones	2	0.5
Filas de elementos en OZ / dimensiones	1	1

Los valores empleados para la conductividad térmica y la capacidad calorífica para el acero al carbono empleado adaptadas de [CHAPMAN 1984] son las representadas por las Figuras 6.3.1 y 6.3.2, respectivamente. Los valores de la absorptancia de la superficie en función de la temperatura se representan en la Figura 6.3.3. Estos valores están estimados para un superficie recubierta de pintura negra como

capa absorbente según los datos facilitados por Stern y Kechemair que se muestran en la Tabla II.1.3.

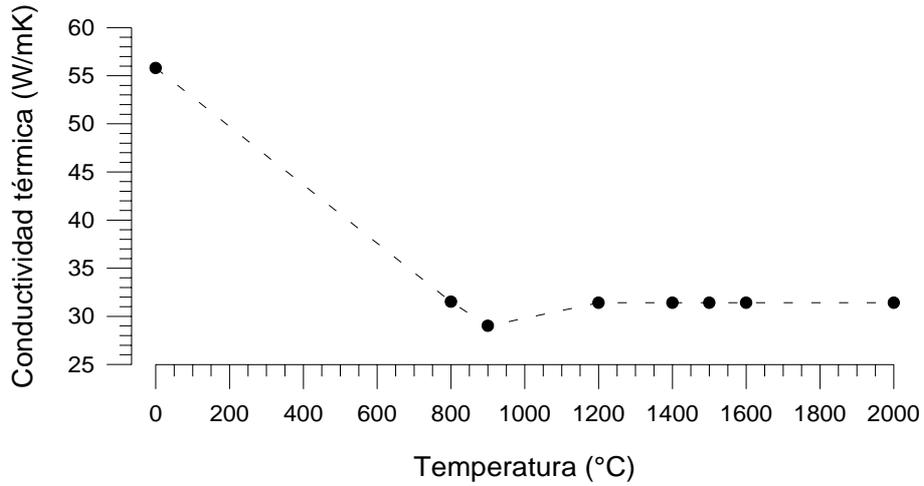


Figura 6.3.1. Conductividad térmica del acero tratado en función de la temperatura.

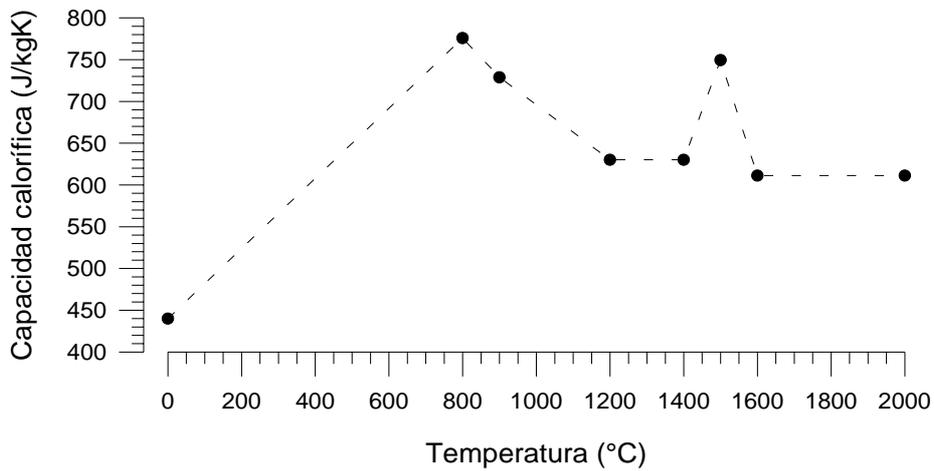


Figura 6.3.2. Capacidad calorífica del acero tratado en función de la temperatura.

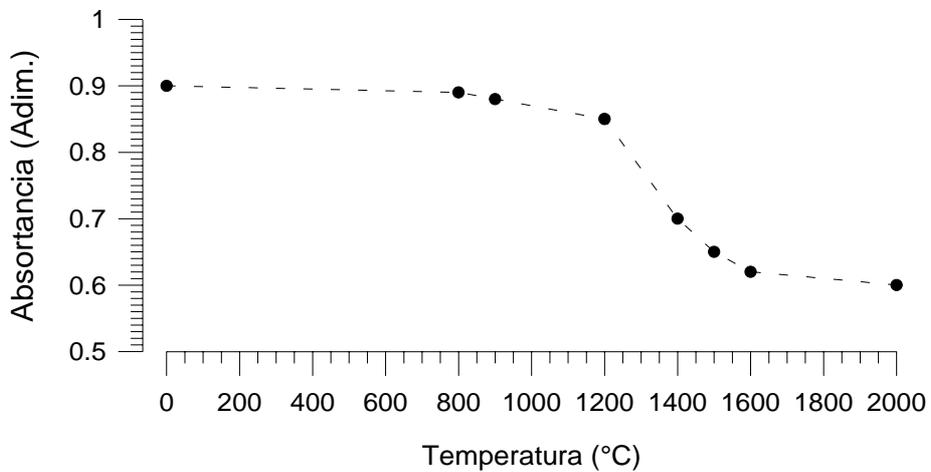


Figura 6.3.3. Absorbancia de la superficie en función de la temperatura.

En la Tabla VI.3.2. se muestra un resumen de los resultados numéricos y de las diferencias relativas con los valores experimentales correspondientes indicados entre paréntesis. En las Figuras 6.3.4-6.3.18 se exponen, para cada uno de los procesos:

- i) los campos térmicos en planos característicos de la probeta para un instante en el que ya se ha alcanzado el régimen estacionario en el proceso,
- ii) los ciclos térmicos y de velocidades de calentamiento-enfriamiento calculados en puntos situados a distintas profundidades en el plano de simetría de la probeta procesada,
- iii) la sección transversal de la probeta procesada en las pruebas experimentales, cortada, pulida y atacada adecuadamente para observar las distintas microestructuras resultantes del temple realizado,
- iv) el correspondiente campo térmico de temperaturas máximas obtenidas en el curso del proceso en un plano transversal de la probeta modelizada.

Tabla VI.3.2. Resumen de los resultados de las simulaciones numéricas de los procesos de temple superficial de acero F1140. Entre paréntesis los valores experimentales.

	P (W)	r _C (mm)	y ₁ (mm)		z ₁ (mm)		z ₃ (mm)	
1	1480	3	6.60 (6.08)	+8.5%	0.62 (0.6)	+3.3%	0.32 (0.4)	-20%
2	1480	2	6.50 (7.05)	-7.8%	1.29 (1.05)	+22%	1.0 (0.85)	+17%
3	1300	2	6.20 (6.50)	-4.6%	1.10 (0.98)	+12%	0.85 (0.8)	+6.2%

Como ya se ha indicado antes, la curva de la Figura 6.3.5 que representa la temperatura máxima alcanzada en la probeta durante el proceso confirma que, en el instante analizado, $t = 3.5$ segundos, se ha alcanzado el régimen estacionario.

A la vista de los resultados, es necesario destacar los siguientes puntos:

- i) el error absoluto medio de los resultados numéricos con respecto a los resultados experimentales es del 11.2%,
- ii) si únicamente se comparan los valores obtenidos para la zona de temple parcial y_1 y z_1 , que corresponden a los medidos experimentalmente con mayor precisión, el valor calculado para el error absoluto medio es de 9.7%,
- iii) la discrepancia relativa entre los resultados numéricos y experimentales no es superior al 22 % en el peor de los casos,
- iv) no se observa globalmente un sesgo entre los resultados experimentales y los obtenidos numéricamente. Sólo en el caso de la profundidad de la zona de temple parcial los valores determinados por los resultados numéricos son superiores a los obtenidos experimentalmente en los tres procesos.

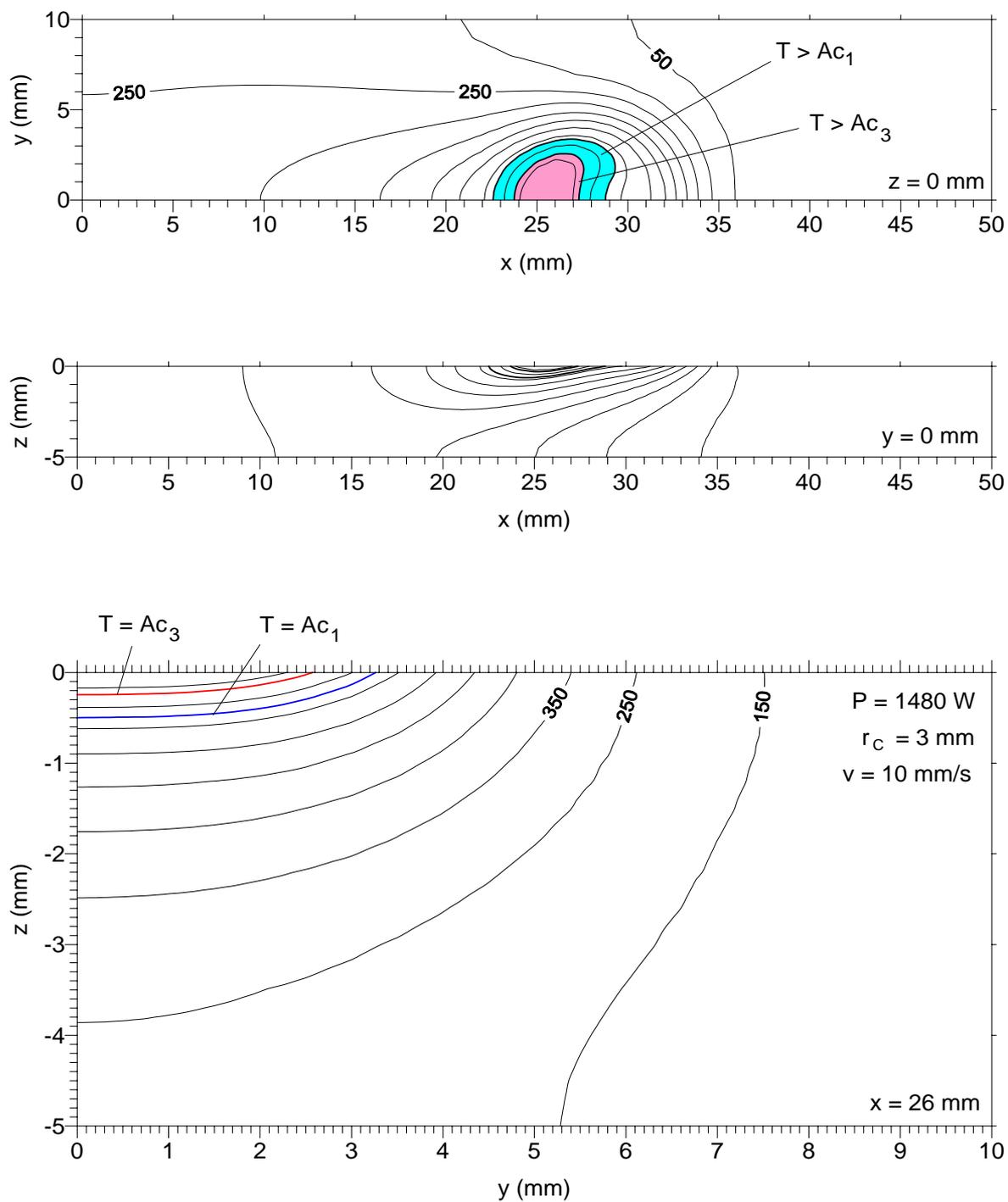


Figura 6.3.4. Campos térmicos en la probeta de acero durante el proceso una vez alcanzado el régimen estacionario, para una potencia de 1480 W y un radio característico de 3 mm.

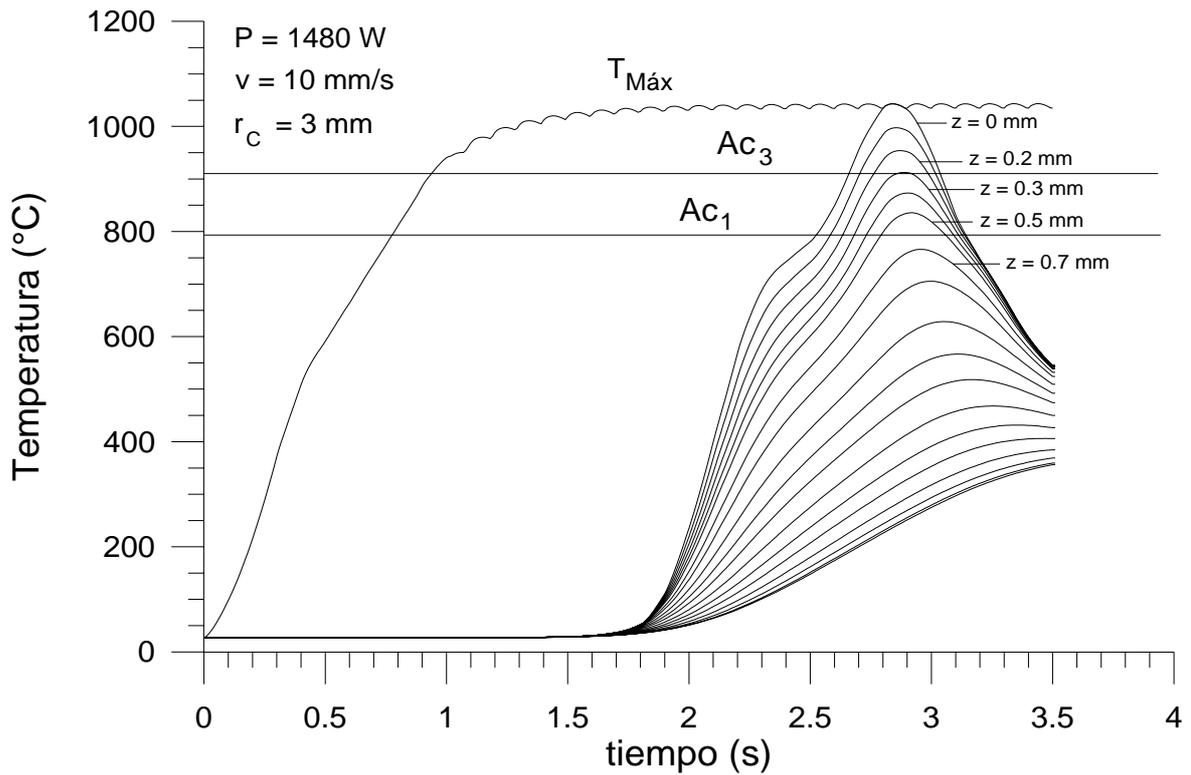


Figura 6.3.5. Ciclos térmicos de puntos nodales situados a distinta profundidad de la probeta de acero para el proceso con $P = 1480 \text{ W}$ y $r_c = 3 \text{ mm}$.

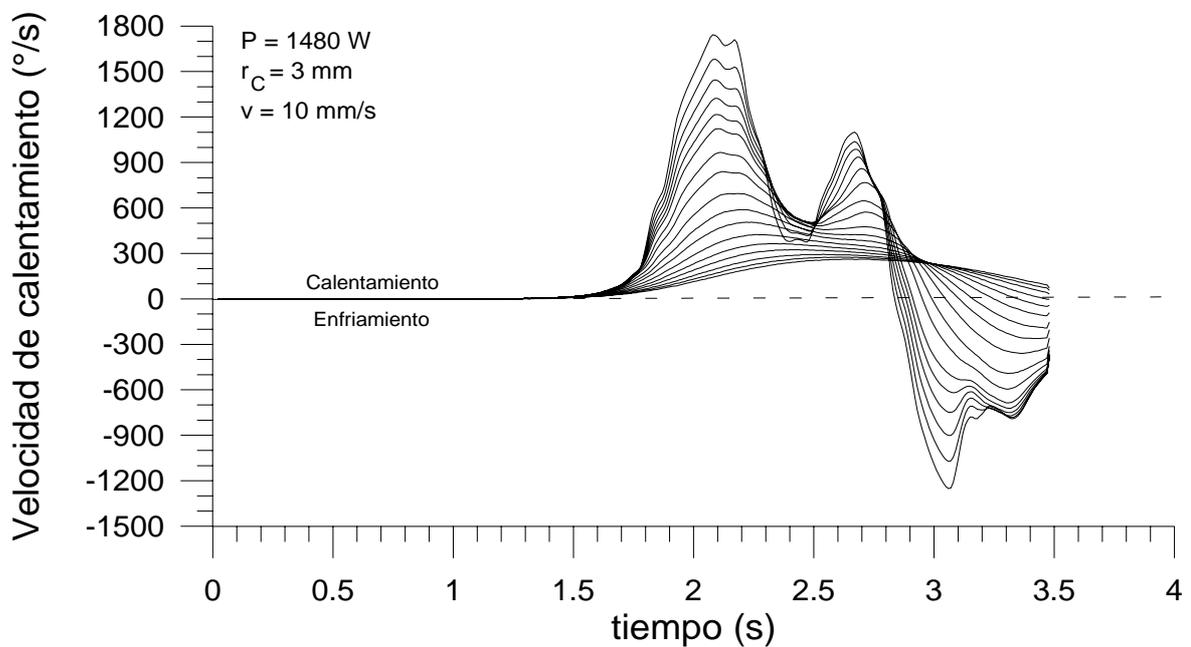


Figura 6.3.6. Ciclos de velocidades de calentamiento de puntos nodales situados a distinta profundidad de la probeta de acero para el proceso con $P = 1480 \text{ W}$ y $r_c = 3 \text{ mm}$.



Figura 6.3.7. Sección transversal de la probeta resultado del temple superficial con $P = 1480 \text{ W}$ y $r_C = 3 \text{ mm}$.

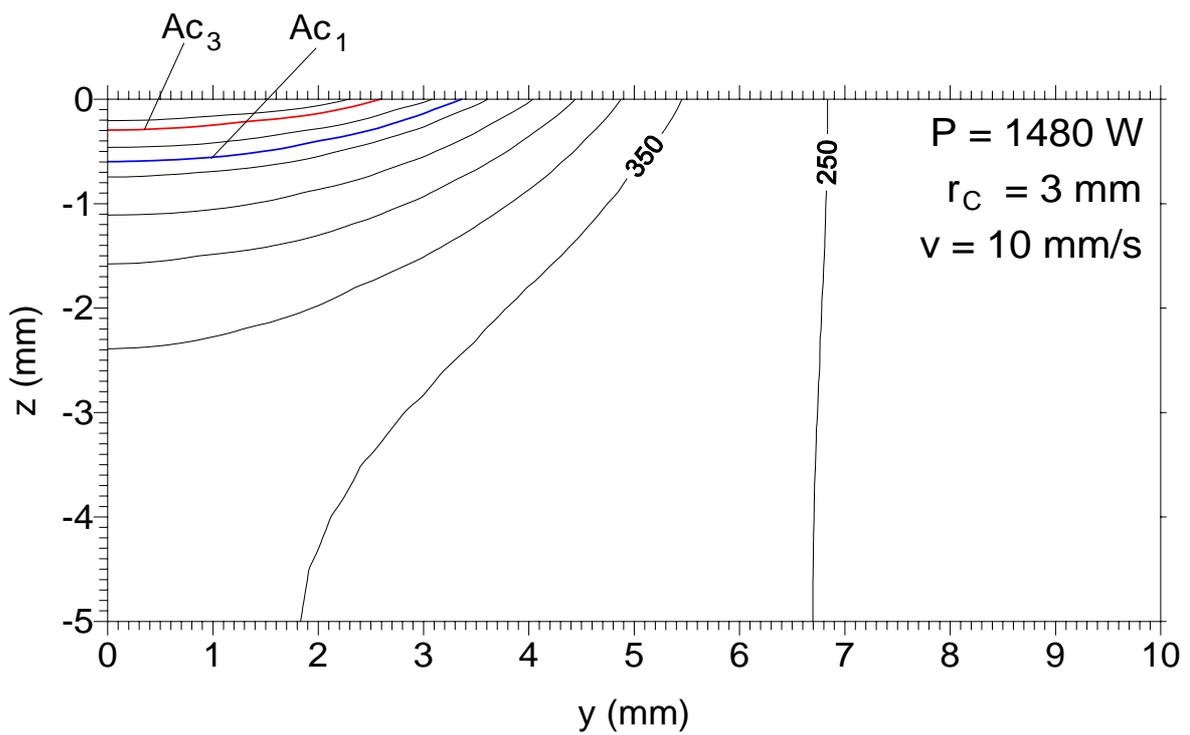


Figura 6.3.8. Campo de temperaturas máximas alcanzadas en una sección transversal de la probeta, una vez alcanzado el régimen estacionario para $P = 1480 \text{ W}$ y $r_C = 3 \text{ mm}$.

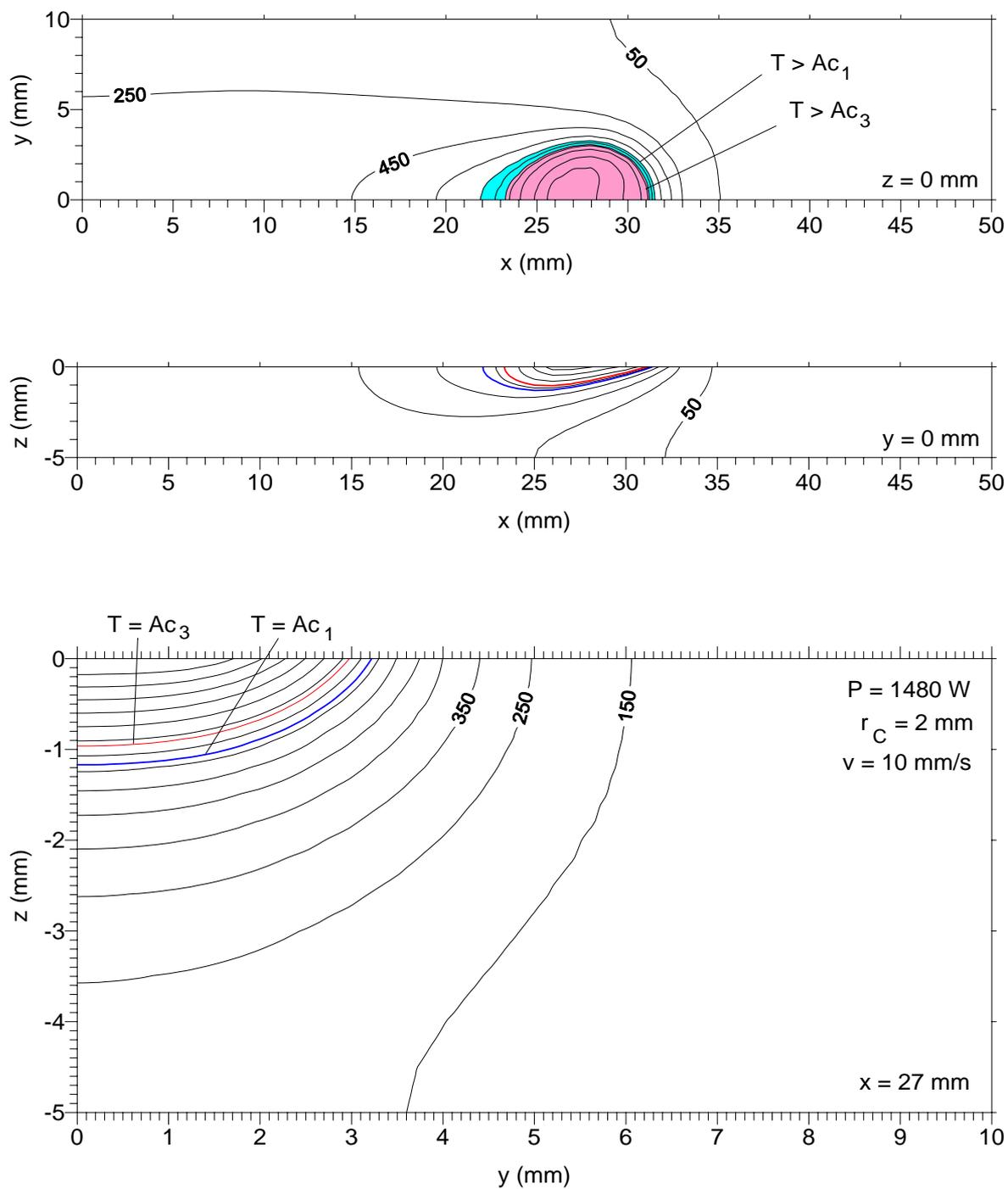


Figura 6.3.9. Campos térmicos en la probeta de acero durante el proceso una vez alcanzado el régimen estacionario, para una potencia de 1480 W y un radio característico de 2 mm.

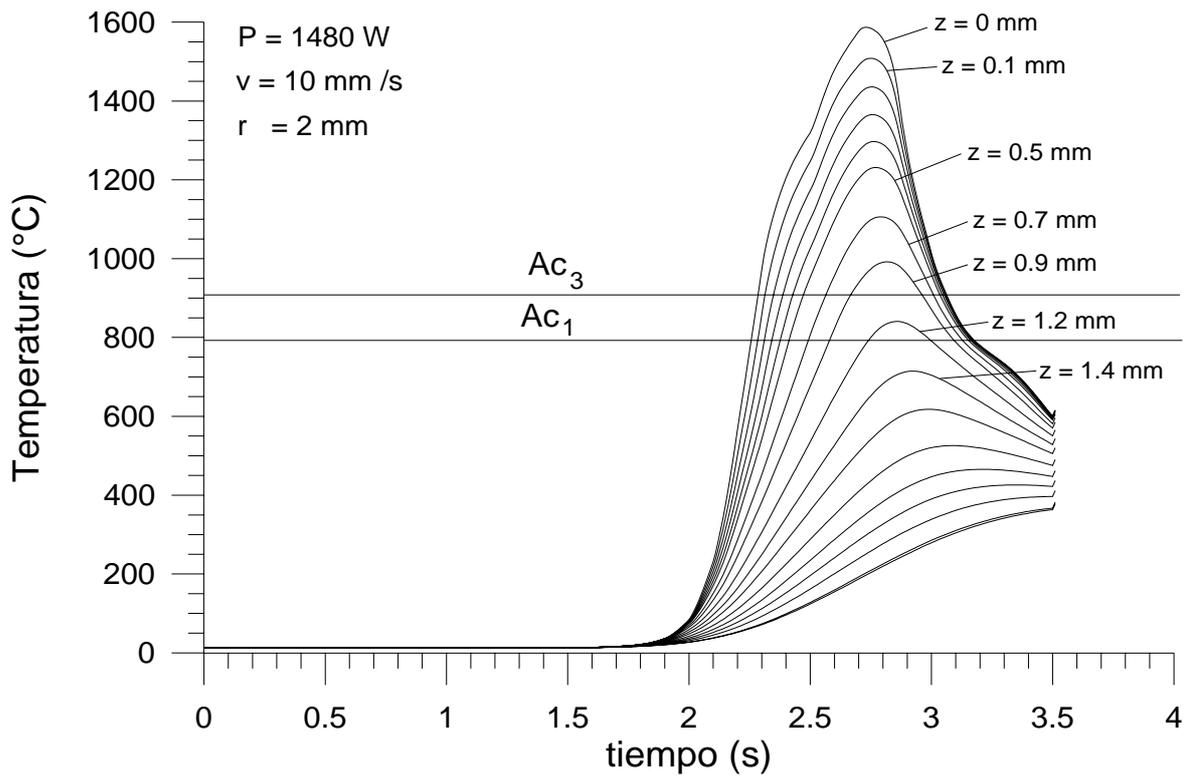


Figura 6.3.10. Ciclos térmicos de puntos nodales situados a distinta profundidad de la probeta de acero para el proceso con $P = 1480 \text{ W}$ y $r_C = 2 \text{ mm}$.

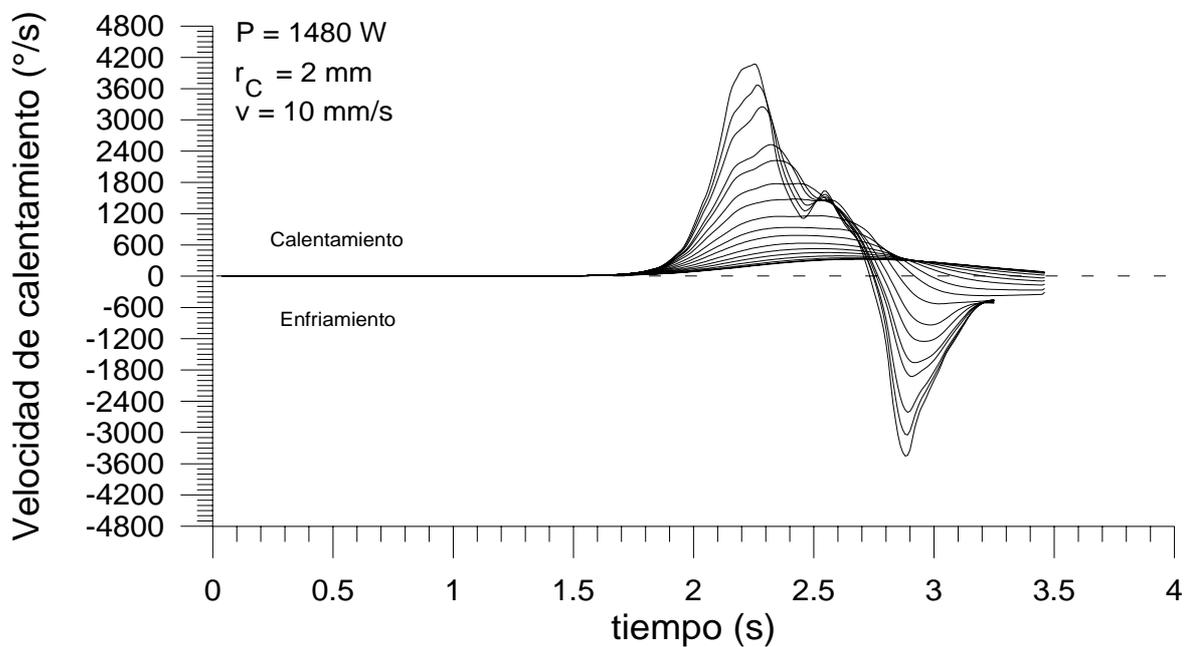


Figura 6.3.11. Ciclos de velocidades de calentamiento de puntos nodales situados a distinta profundidad de la probeta de acero para el proceso con $P = 1480 \text{ W}$ y $r_C = 2 \text{ mm}$.

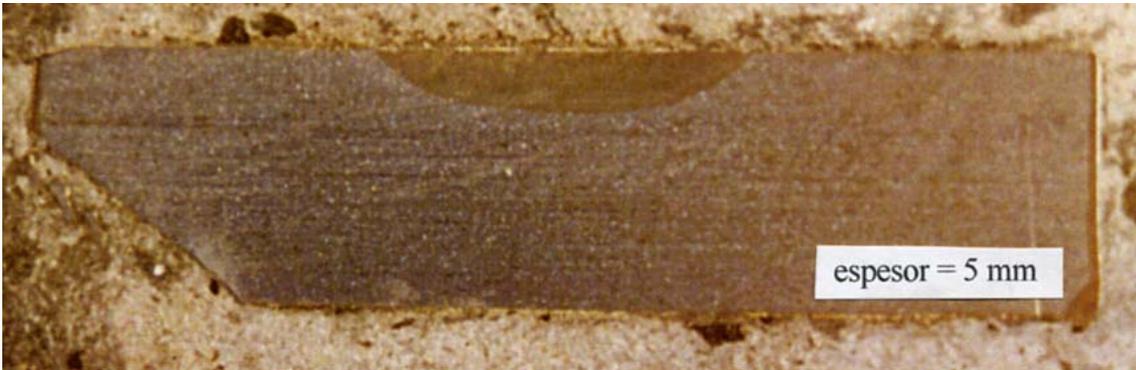


Figura 6.3.12. Sección transversal de la probeta resultado del temple superficial con $P = 1480 \text{ W}$ y $r_C = 2 \text{ mm}$.

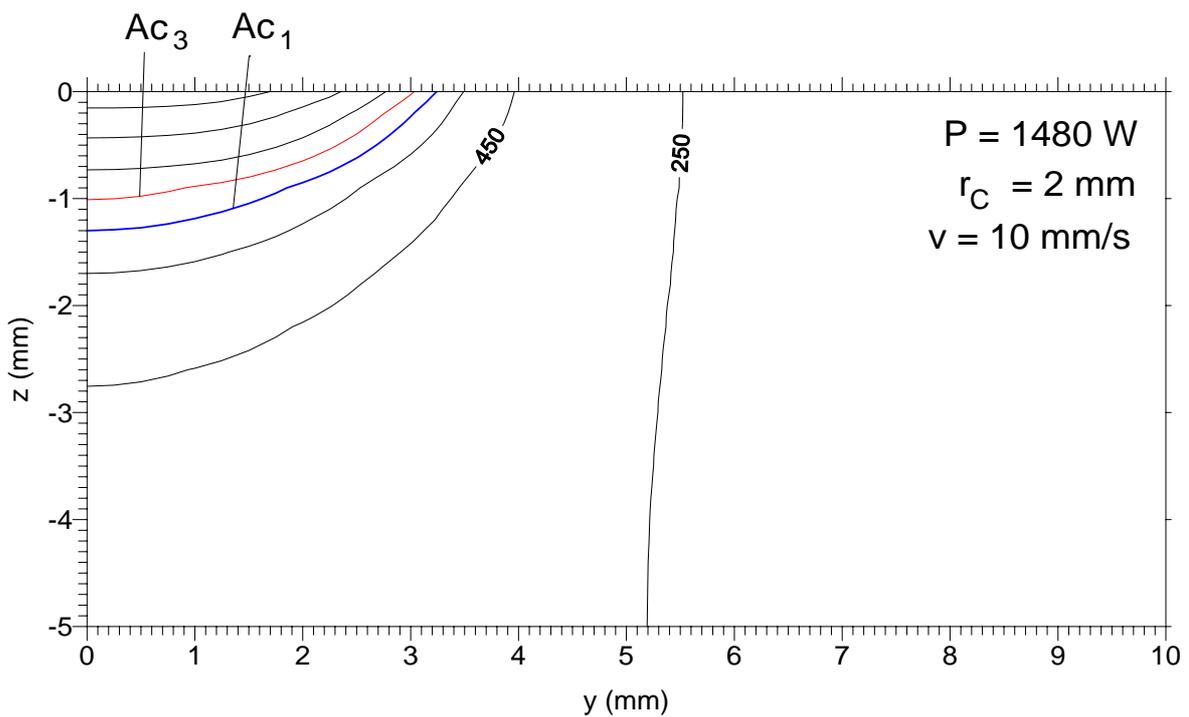


Figura 6.3.13. Campo de temperaturas máximas alcanzadas en una sección transversal de la probeta, una vez alcanzado el régimen estacionario para $P = 1480 \text{ W}$ y $r_C = 2 \text{ mm}$.

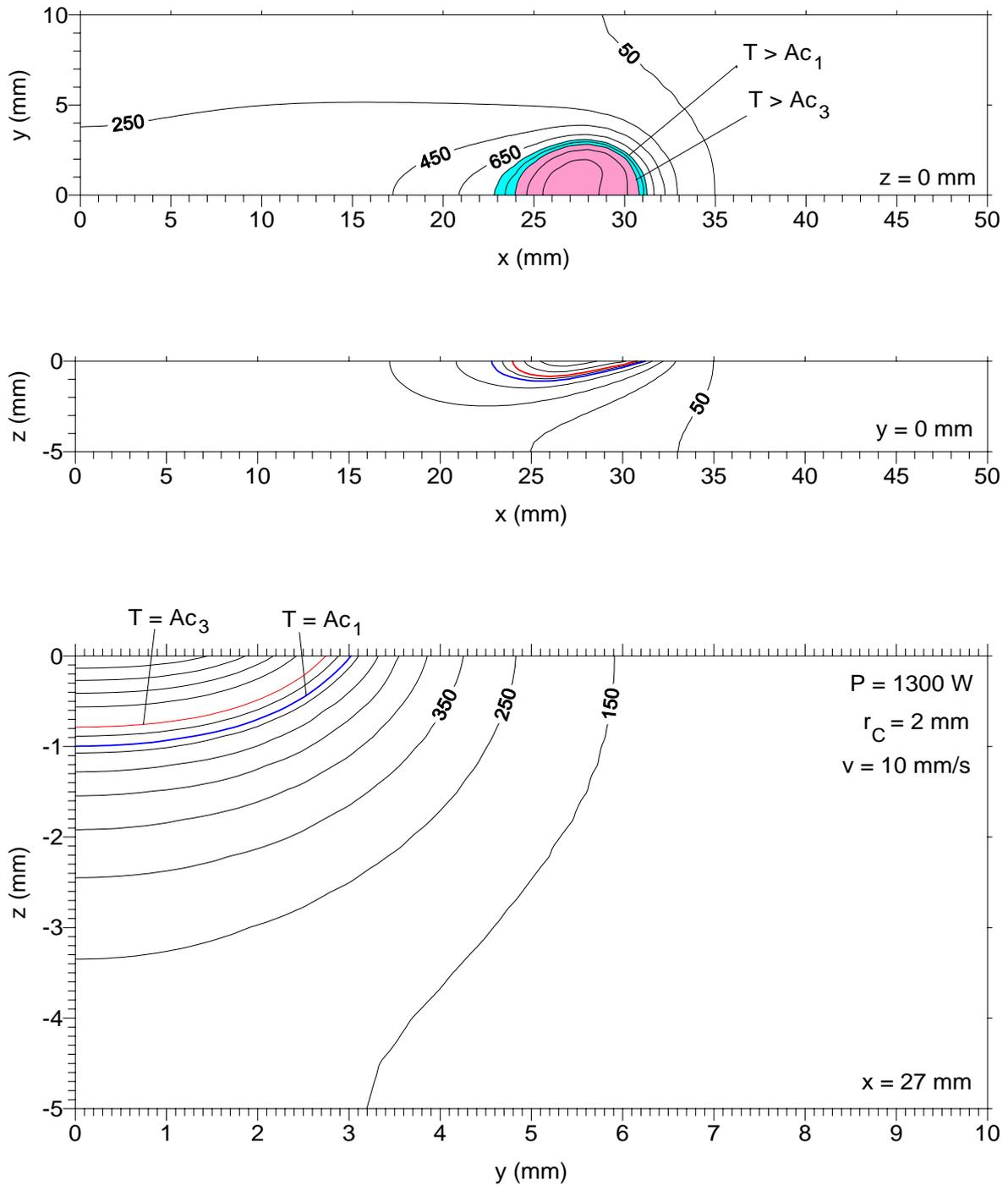


Figura 6.3.14. Campos térmicos en la probeta de acero en el proceso una vez alcanzado el régimen estacionario para una potencia de 1300 W y un radio característico de 2 mm.

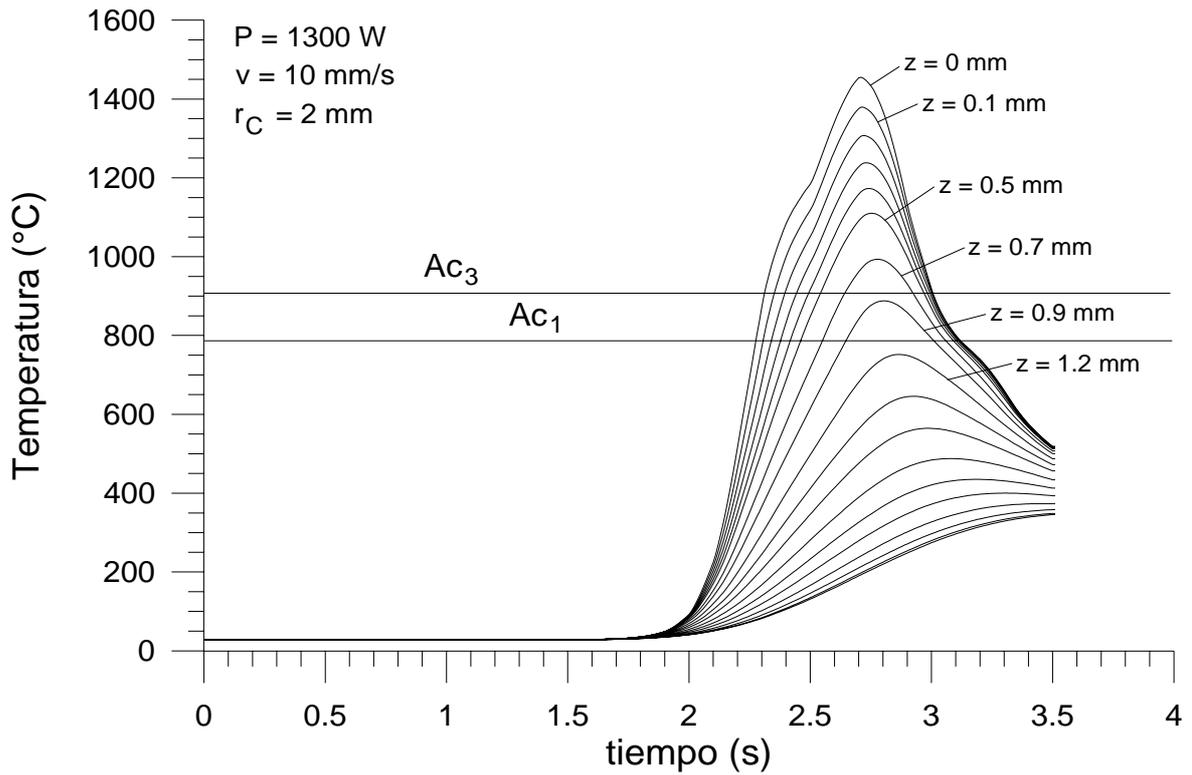


Figura 6.3.15. Ciclos térmicos de puntos nodales situados a distinta profundidad de la probeta de acero para el proceso con $P = 1480 \text{ W}$ y $r_C = 2 \text{ mm}$.

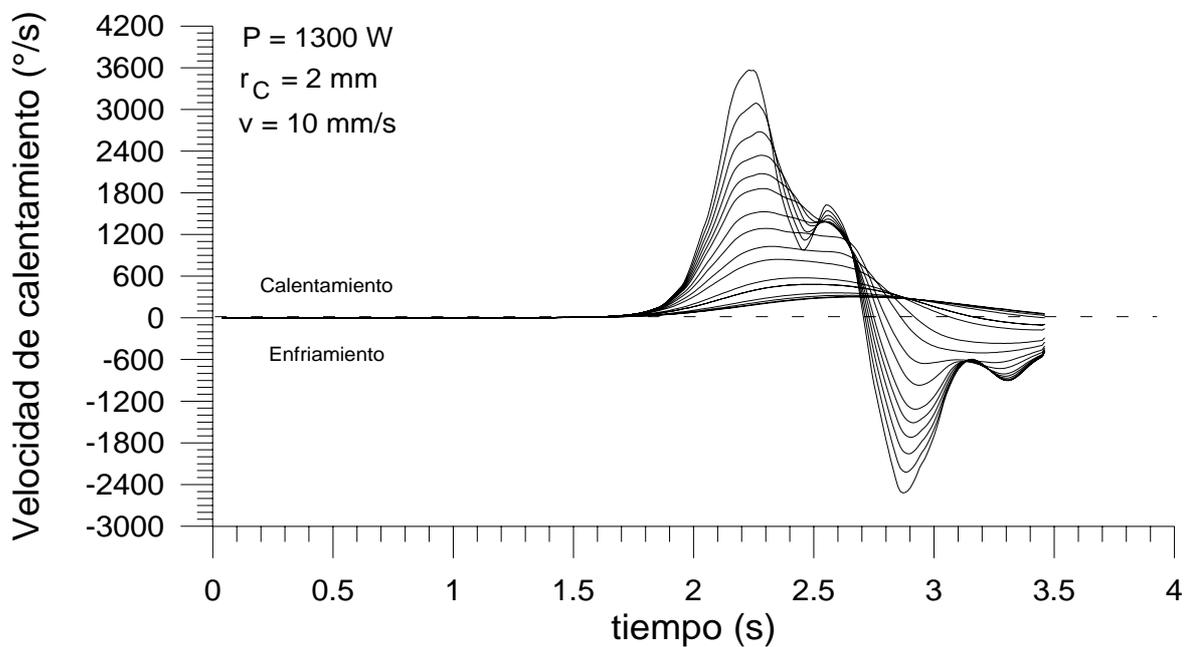


Figura 6.3.16. Ciclos de velocidades de calentamiento de puntos nodales situados a distinta profundidad de la probeta de acero para el proceso con $P = 1300 \text{ W}$ y $r_C = 2 \text{ mm}$.



Figura 6.3.17. Sección transversal de la probeta resultado del temple superficial con $P = 1300 \text{ W}$ y $r_C = 2 \text{ mm}$.

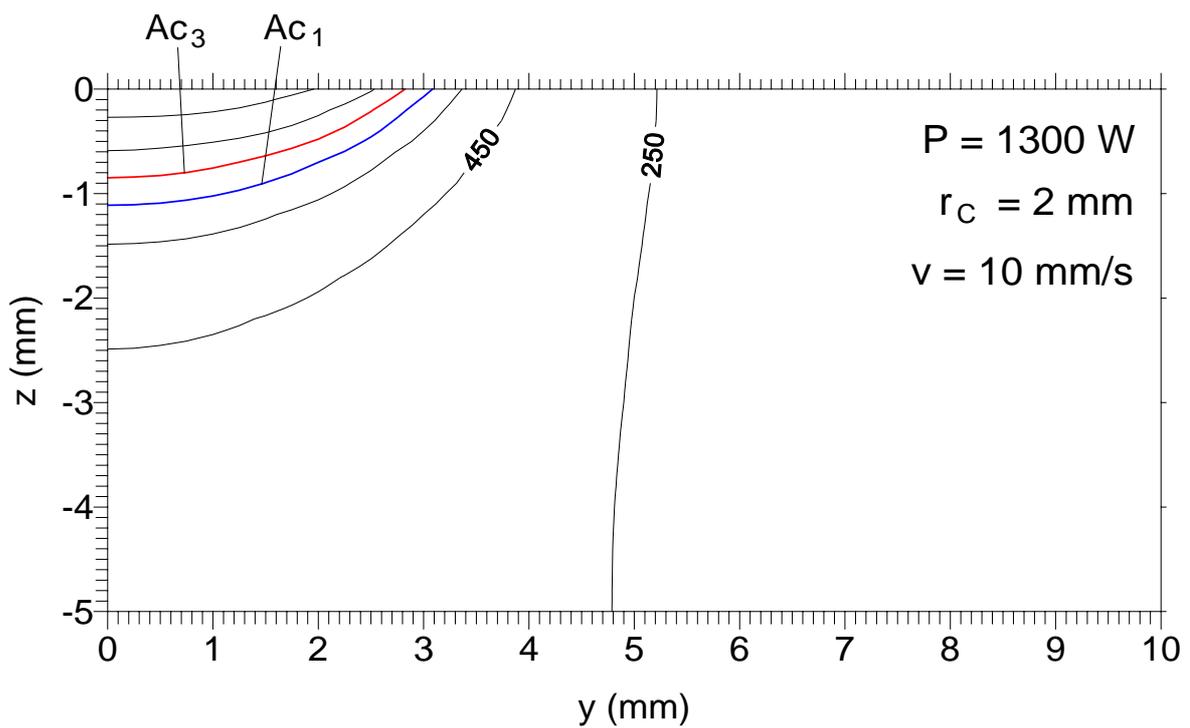


Figura 6.3.18. Campo de temperaturas máximas alcanzadas en una sección transversal de la probeta, una vez alcanzado el régimen estacionario para $P = 1300 \text{ W}$ y $r_C = 2 \text{ mm}$.

Como detalle anecdótico que no influye en los resultados obtenidos, es interesante señalar que en los lados verticales de las secciones transversales de las probetas procesadas se observa una zona templada. Dicho temple local es debida al proceso previo de corte de la chapa para obtener las probetas: el corte fué también llevado a cabo con un sistema láser. Si bien este efecto es despreciable en este análisis, puede no serlo tanto en el caso de que no se desee aumentar sensiblemente la dureza en el filo de la pieza cortada.

6.4. CRÍTICA DE LOS RESULTADOS.

Los resultados obtenidos con el modelo numérico en la simulación de este proceso, cuyas condiciones de trabajo no son las más simples de modelizar, pueden considerarse como muy buenas, incluso con la consideración de condiciones de proceso difíciles de simular de forma simultánea, y a pesar del gran número de fuentes de incertidumbre en el proceso.

Entre las posibles fuentes de incertidumbre en el proceso pueden destacarse:

- i) la medida del tamaño de la distribución transversal de intensidad incidente,
- ii) la medida de la potencia incidente del haz láser,
- iii) las temperaturas de las transformaciones metalúrgicas en regímenes de velocidades de calentamiento y enfriamiento tan elevadas,
- iv) la influencia de las altas velocidades de calentamiento y enfriamiento sobre las propiedades termofísicas del material a elevada temperatura,
- v) los valores de la absorción de la superficie en función de la temperatura,
- vi) las medidas experimentales de las dimensiones de las zonas tratadas.

Con todo y a pesar de las fuentes de incertidumbre, las predicciones del modelo matemático son muy satisfactorias y tienen con un error medio relativo más que aceptable.

7. CONCLUSIONES Y LÍNEAS DE FUTURO DESARROLLO.

La memoria de esta tesis se finaliza con la exposición de las pertinentes conclusiones y líneas de futuro desarrollo. Antes de pasar a las conclusiones se quiere resaltar las aportaciones originales de la presente tesis.

- i) El desarrollo de un modelo de predicción y caracterización de procesos de tratamiento térmico superficial de materiales con láser que permite la simulación numérica tridimensional de los procesos realizados con cualquier distribución espacial de intensidad o modo de operación del haz. Además, el modelo puede considerar un amplio espectro de procesos y materiales con propiedades ópticas y térmicas dependientes de la temperatura.
- ii) El diseño y desarrollo de un conjunto de algoritmos que permiten la especificación de las condiciones de contorno del modelado de procesos de tratamiento superficial de materiales con láser mediante funciones lineales a intervalos proporcionadas al efecto.
- iii) La aplicación del modelo desarrollado a la determinación de la influencia de distintos parámetros definitorios de los procesos de tratamiento térmico superficial de materiales de distinta naturaleza con láser, con la obtención de resultados totalmente originales que mejoran los publicados hasta la fecha.

Este modelo queda abierto a las mejoras que en su momento se requieran, quedando a disposición tanto del grupo de investigación ETSIIMLAS, como de otros grupos de aplicación en este área con vistas a la contrastación con otros modelos de cálculo similares o a su empleo en el análisis, predicción y caracterización de procesos de tratamiento térmico superficial de materiales con láser.

En consecuencia, se considera que el trabajo desarrollado en esta tesis contribuye a una mejor comprensión de los procesos de tratamiento térmico superficial de materiales con láser lo que permite su utilización para la optimización de las aplicaciones prácticas de estos procesos.

Como conclusiones generales del presente trabajo se destacan las siguientes:

- i) El modelo de predicción y caracterización desarrollado posibilita la simulación de procesos de un amplio conjunto de materiales, permitiendo, de forma contrastadamente fiable, el establecimiento de relaciones entre los parámetros del proceso, las propiedades termofísicas y ópticas y la geometría del material y los resultados obtenidos.
- ii) La influencia de la distribución transversal de intensidad del haz en las dimensiones de las zonas templadas parcial y totalmente en los resultados de los procesos de tratamiento térmico superficial de aceros

es manifiesta, mientras que, por otro lado, el efecto de la diferencia de comportamiento de la superficie y de la dependencia de su absorptancia con la temperatura es de gran importancia, fundamentalmente, en la especificación de la potencia del haz incidente necesaria para obtener unos resultados determinados en este tipo de procesos.

- iii) La influencia de la absorptividad en los ciclos térmicos obtenidos en los procesos de tratamiento superficial de vidrio con láser de CO₂ es débil. Asimismo, el efecto de la potencia del haz, el tiempo de incidencia, la distribución transversal de intensidad y la velocidad relativa haz láser - superficie de la probeta es importante a la hora de la definición de este tipo de procesos.
- iv) La potencia, el tiempo de incidencia y la distribución transversal de intensidad del haz tienen una influencia considerable en los incrementos de temperatura alcanzados como resultado de los procesos de tratamiento superficial de probetas de níquel de unas determinadas dimensiones.
- v) La influencia de las pérdidas por transmisión de calor en la superficie del material por convección y por radiación es poco apreciable en los procesos de tratamiento térmico superficial de materiales con láser.
- vi) La contrastación de los resultados del modelo con los resultados experimentales de procesos de temple superficial de acero al carbono con un láser de CO₂ es muy favorable, permitiendo la consideración de parámetros, como la distribución transversal de intensidad del haz y una absorptancia de la superficie dependiente de la temperatura, fundamentales en este tipo de procesos.
- vii) La introducción de unos datos o parámetros de entrada lo más cercanos a la realidad como sea posible, es de suma importancia para una mayor fiabilidad de los resultados, aún a sabiendas de la dificultad que esto lleva consigo en algunos casos (determinación de la variación de la absorptancia con la temperatura, medida de la distribución de intensidad transversal del haz,...).
- viii) El desarrollo de la metodología de análisis propuesta culmina un trabajo básico en el seno del grupo de investigación ETSIIMLAS, dando como resultado una herramienta muy versátil y provechosa en el análisis de los procesos de tratamiento térmico superficial de materiales con láser. Este modelo queda a disposición de cualquier grupo investigador en este área de aplicación de los láseres de potencia.
- ix) Se ha abierto de forma definitiva una línea de investigación dentro del campo del modelado teórico de procesos industriales con láser. Esto ha permitido, y está permitiendo, el aprendizaje y la instrucción de un buen número de personas en sus últimos años de formación como

ingenieros industriales, en un tema de investigación y desarrollo de interés real creciente tanto a nivel científico como industrial.

Finalmente cabe resaltar las posibles líneas de futuro desarrollo siguientes:

- i) El desarrollo de un conjunto de algoritmos que permita la discretización espacial y el mallado de piezas de geometría complicada en las que pueda simularse la incidencia de un haz con cualquier distribución de intensidad, modo de operación y velocidad. Una segunda fase dentro de este apartado sería la optimización de la discretización espacial y temporal en función de las necesidades de cálculo y de los recursos temporales y físicos disponibles.
- ii) El desarrollo de algoritmos que permitan el diseño de procesos con velocidad relativa haz láser-probeta variable. Este punto es de especial importancia para el diseño de tratamientos en los bordes de las piezas o en geometrías irregulares. También tiene interés para determinar posibles variaciones en las temperaturas alcanzadas para distintas modificaciones de la velocidad con el fin de apoyar el desarrollo de un sistema control en tiempo real. Este punto está actualmente en vías de desarrollo dentro del grupo de investigación ETSIIMLAS.
- iii) El desarrollo de un conjunto de algoritmos que permita la predicción y diseño de procesos de tratamiento térmico superficial con láser realizando varios barridos paralelos sobre una misma superficie con el fin de obtener un área mas o menos extensa de material tratado con una profundidad mínima previamente determinada [HERRERO 1993]. También este punto está actualmente en fase de desarrollo.
- iv) La modificación de los códigos de cálculo numérico para posibilitar el análisis de procesos con fusión, lo que requeriría la inserción del calor latente de fusión del material como dato de entrada y la ampliación del tipo de procesos modelizables.
- v) La modificación de los códigos de cálculo numérico para que permitan también la especificación de las funciones de definición de la intensidad láser incidente mediante expresiones analíticas con el fin de simplificar la entrada de datos en la simulación de procesos con determinadas intensidades incidentes.
- vi) La revisión bibliográfica con el fin de obtener una base de datos lo más completa, fiable y actualizada posible con las propiedades termofísicas y ópticas de los materiales susceptibles de ser procesados superficialmente con láser con el fin de su posterior integración en el modelo de predicción y caracterización desarrollado. En esta línea puede integrarse el establecimiento de un método validado para la determinación de los valores de la absorción de la superficie de un material dependiente de la temperatura mediante la comparación de los resultados experimentales y los del modelo teórico desarrollado.

- vii) El establecimiento de un sistema o módulo adicional de predicción que permita determinar las tensiones térmicas producidas por los procesos de tratamiento superficial de materiales.
- viii) El estudio de otros códigos desarrollados para el análisis de problemas de transmisión del calor, como es el caso del código comercial de propósito general ANSYS, con el objetivo de analizar y estudiar la posibilidad de adaptarlos a la simulación de los procesos de tratamiento superficial con láser.

APÉNDICE A. EL MÉTODO GALERKIN.

El método *Galerkin* consiste en buscar la solución aproximada de la ecuación (4.2.5). Se procede tomando una aproximación mediante una serie de funciones para T:

$$T \approx T' = \sum_{i=1}^{i=n} T_i N_i = N \Theta \quad (\text{A.1})$$

donde, en general, N_i es un conjunto de funciones del tiempo y del dominio espacial que satisfacen las condiciones de contorno del problema, denominadas funciones de forma, base o de interpolación, y T_i son coeficientes indeterminados.

La sustitución de T' en la ecuación original no siempre cumplirá la igualdad, sino que, en general, existirá una cierta diferencia o residuo R entre los dos términos de la igualdad. El objetivo es seleccionar los coeficientes T_i adecuados para que este residuo sea mínimo en cierto sentido, por ejemplo haciendo que se cumpla que

$$\int_t \int_{\Omega} R \, dx \, dy \, dt = 0 \quad (\text{A.2})$$

Pero esta expresión genera una única ecuación para los coeficientes T_i . Esto puede solucionarse introduciendo unas funciones de peso w_i e igualando cada integral resultante a cero:

$$\int_t \int_{\Omega} R w_i \, dx \, dy \, dt = 0 \quad ; \quad i=1..n \quad (\text{A.3})$$

lo que en teoría permite hallar los coeficientes T_i . En el método Galerkin son precisamente esas funciones w_i las funciones base N_i de forma que

$$\int_t \int_{\Omega} R N_i \, dx \, dy \, dt = 0 \quad ; \quad i=1..n \quad (\text{A.4})$$

APÉNDICE B. MODIFICACIONES EN LOS CÓDIGOS NUMÉRICOS PARA TENER EN CUENTA EL VALOR DE LA ABSORTANCIA EN LA SUPERFICIE DEL MATERIAL.

En este apéndice se especifican las modificaciones realizadas en los códigos que permiten tener en cuenta el valor de la absorción de la superficie y su dependencia de la temperatura.

En el código bidimensional:

1. Modificación de las sentencias de declaración `common /BLK02/` con el objeto de reservar espacio en memoria para los valores de la absorción en la superficie de los materiales.
2. Modificación de las subrutinas `INPUT` y `MATIN2` para introducir los valores de la absorción.
3. Modificación de la subrutina `APLYBC` para que tenga en cuenta la absorción al calcular las condiciones de contorno en cada elemento de superficie de la malla debidas al flujo de calor por la incidencia del haz láser (llamada a la subrutina `ABSOR2`).
4. Inserción de la subrutina `ABSOR2`:

```

C*****
      SUBROUTINE ABSOR2 ( IREF, NSEG, KM, NTOTEL, NDFBC
        1, NFBC, X, TEMP, PTEMP, CABSR, MTYPE, TDAC )
C*****
C*
C* SUBROUTINA QUE DEVUELVE LA ABSORTANCIA DE LA RADIACION DE
C* UN NODO DE LA SUPERFICIE DE LA MALLA EN FUNCION DE SU TEMPERATURA.
C* ESTE VALOR MODIFICA POSTERIORMENTE LA CONDICION DE CONTORNO PARA
C* EL FLUJO DE LOS ELEMENTOS DE LA MALLA CON C. DE C. PARA EL FLUJO.
C*
C*****
C
      DIMENSION KM(5,1), NDFBC(2,1), X(2,1), TEMP(1), PTEMP(8,1)
        1, CABSR(8,1), MTYPE(1)
      VSMALL=1.0E-10
C....COMPROBACION DE SI EL NODO PERTENECE A LA SUPERFICIE DE
C....INCIDENCIA
      IF(X(2,IREF).LE.VSMALL) GO TO 40
      DO 20 K=1,NFBC
      DO 10 J=1,2
      IF (X(2,NDFBC(J,K)).LE.VSMALL.AND.ABS(X(1,NDFBC(J,NSEG))-
        1 X(1,NDFBC(J,K))).LT.VSMALL) GO TO 30
      10 CONTINUE
      20 CONTINUE
C....SE TOMA EL NODO DEL ELEMENTO CORRESPONDIENTE EN LA SUPERFICIE
      30 IREF=NDFBC(J,K)
C....BUSQUEDA DEL ELEMENTO DE LA MALLA AL QUE PERTENECE EL NODO IREF
      40 DO 55 NEMEL=1,NTOTEL
      DO 50 J=1,2
      IF (IREF.EQ.KM(J,NEMEL)) GO TO 60

```

```

50 CONTINUE
55 CONTINUE
C....ESPECIFICACION DEL MATERIAL DEL ELEMENTO AL QUE PERTENECE EL
C....NODO
60 MATN=KM(5,NEMEL)
GO TO (70,70,80,80), MTYPE(MATN)
C....ISOTROPO,ORTOTROPO
70 TDAC=CABSR(1,MATN)
GO TO 110
C....ISOTROPO/ORTOTROPO DEPENDIENTE DE LA TEMPERATURA
80 TN=TEMP(IREF)
C....INTERPOLACION PARA LA DEPENDENCIA DE LA TEMPERATURA
IF (TN.GE.PTEMP(1,MATN).AND.TN.LE.PTEMP(8,MATN)) THEN
DO 90 NP=2,8
IF (TN.LE.PTEMP(NP,MATN)) GO TO 100
90 CONTINUE
ELSE
WRITE(6,130) TN,MATN
WRITE(59,130) TN,MATN
CALL ADIOS(2)
ENDIF
100 NPM1=NP-1
RATIO=(TN-PTEMP(NPM1,MATN))/(PTEMP(NP,MATN)-PTEMP(NPM1,MATN))
TDAC=CABSR(NPM1,MATN)+RATIO*(CABSR(NP,MATN)-CABSR(NPM1,MATN))
110 CONTINUE
120 CONTINUE
RETURN
C
130 FORMAT(//' T= ',1PE12.4,' IS BEYOND RANGE OF PROPERTY DATA FOR
1MATERIAL ',I5)
END

```

En el código tridimensional:

1. Modificación de las sentencias de declaración `common /BLK02/` con el fin de reservar espacio en memoria para los valores de la absorción en la superficie de los materiales.
2. Modificación de las subrutinas `INPUT` y `MATIN3` para introducir los valores de la absorción.
3. Modificación de la subrutina `APLYBC` para que tenga en cuenta la absorción al calcular las condiciones de contorno en cada elemento de superficie de la malla debidas al flujo de calor por la incidencia del haz láser (llamada a la subrutina `ABSOR2`).
4. Inserción de la subrutina `ABSOR3`:

```

C*****
C
subroutine absor3 (iref,nseg,km,ntotel,ndfbc,nfbc,x,temp,ptemp,
1 cabsr,mtyp,tdac)
C
C*****
C*
C* SUBROUTINA QUE DEVUELVE LA ABSORTANCIA DE LA RADIACION DE

```

```

c* UN NODO DE LA SUPERFICIE DE LA MALLA EN FUNCION DE SU TEMPERATURA.
c* ESTE VALOR MODIFICA POSTERIORMENTE LA CONDICION DE CONTORNO PARA
c* EL FLUJO DE LOS ELEMENTOS DE LA MALLA CON C. DE C. PARA EL FLUJO.
c*
c*****
c
  dimension km(9,1), ndfbc(4,1), x(3,1), temp(1), ptemp(8,1)
  1 ,cabsr(8,1), mtype(1)
  vsmall=1.0e-10
c....Comprobacion de si el nodo pertenece a la superf. de incidencia
  if (x(3,iref).le.vsmall) go to 40
  do 20 k=1,nfbc
  do 10 j=1,4
  if (x(3,ndfbc(j,k)).le.vsmall.and.abs(x(1,ndfbc(j,nseg))-
  1 x(1,ndfbc(j,k))).lt.vsmall.and.abs(x(2,ndfbc(j,nseg))-
  2 x(2,ndfbc(j,k))).lt.vsmall) go to 30
  10 continue
  20 continue
c....Se toma el nodo del elemento correspondiente en la superficie
  30 iref=ndfbc(j,k)
c....Busqueda del elemento de la malla al que pertenece el nodo iref
  40 do 50 nemel=1,ntotel
  do 50 j=1,4
  if (iref.eq.km(j,nemel)) go to 60
  50 continue
c....Especificacion del material del elemento al que pertenece el
c....nodo
  60 matn=km(9,nemel)
  go to (70,70,80,80), mtype(matn)
c....isotropo/ortotropo
  70 tdac=cabsr(1,matn)
  go to 110
c....isotropo/ortotropo dependiente de la temperatura
  80 tn=temp(iref)
c....Interpolacion para la dependencia con la temperatura
  if (tn.ge.ptemp(1,matn).and.tn.le.ptemp(8,matn)) then
  do 90 np=2,8
  if (tn.le.ptemp(np,matn)) go to 100
  90 continue
  else
  write (6,130) tn,matn
  write (59,130) tn,matn
  call adios(2)
  endif
  100 npml=np-1
  ratio=(tn-ptemp(npml,matn))/(ptemp(np,matn)-ptemp(npml,matn))
  tdac=cabsr(npml,matn)+ratio*(cabsr(np,matn)-cabsr(npml,matn))
  110 continue
  120 continue
  return
c
  130 format('// ' T= ',1PE12.4,' IS BEYOND RANGE OF PROPERTY DATA FOR
  1MATERIAL ',I5)
  end

```

APÉNDICE C. CÓDIGO DESARROLLADO PARA LA GENERACIÓN DE LOS ARCHIVOS DE ENTRADA DE DATOS DE TEMPLUM-3D.

El listado del programa utilizado para la generación del archivo de entrada de datos de TEMPLUM-3D es el siguiente:

```
(*****)  
{
```

```
    SIRIUS.PAS
```

```
Este programa permite generar archivos de entrada de datos  
para el codigo de calculo TEMPLUM3D.
```

```
Autor:          Angel Garcia y Beltran  
Ultima revision: 7 - I - 96
```

```
ESCUELA TECNICA SUPERIOR DE INGENIEROS INDUSTRIALES  
UNIVERSIDAD POLITECNICA DE MADRID  
C/ Jose Gutierrez Abascal 2. 28006 - MADRID.
```

```
Ficha Tecnica:
```

```
    Compilador Borland TurboPascal 7.0  
    bajo sistema operativo DOS en modo real.  
    Desarrollado en ordenador IBM PS/ValuePoint 486
```

```
Indice del programa:
```

```
Seccion de declaraciones globales:
```

```
    Unidades  
    Constantes  
    Tipos de dato  
    Variables  
    Rutinas del programa:  
    Funcion Max  
    Funcion Ep  
        Procedure DaCad8  
    Funcion Pot  
    Procedimiento Cabecera  
    Procedimiento Entrada_de_Datos  
    Procedimiento Calculos_Previos  
    Procedimiento Salida_de_Datos  
    Procedimiento Nodos_3D  
    Procedimiento Elementos_3D  
    Procedimiento Condiciones_Contorno_Flujo  
    Funcion Hrmt  
    Funcion Inte(X,Y:Real) : Real;  
    Procedimiento DistrIntensidad  
    Procedimiento ProcesoEstatico  
    Procedimiento ProcesoDinamico  
        Funcion Fip  
        Funcion Fic  
        Funcion Fit  
    Procedimiento Curvas_de_Funcion  
    Procedimiento Aviso_Sonoro  
    Procedimiento Mensaje_Final
```

```

        Cuerpo del programa principal
    }
    (*****)

PROGRAM Sirius;

    (*****)

    (* Declaracion de unidades de TurboPascal empleadas *)

USES

    Crt, Dos;

    (*****)

    (* Declaracion de constantes globales utilizadas *)

CONST

    ENTRADA:String='InSirius.dat';
                                (* Nombre del archivo de entrada *)
    SALIDA:String='Out.dat';    (* Nombre del archivo generado *)
    MaxNT=8;    (* N° max de puntos para definir Cp(T) y kT(T) *)
    MaxNFX=200; (* Numero maximo de filas en la direccion x *)
    MaxNFY=200; (* Numero maximo de filas en la direccion y *)
    MaxNFZ=200; (* Numero maximo de filas en la direccion z *)
    Despreciable=1E-7;
    Mini=1E-6;
    TEM00=1000;
    TEM01=1001;
    TEM02=1002;
    TEM03=1003;
    TEM04=1004;
    TEM01R=1101;
    TEM10R=1110;
    TEM02R=1102;
    TEM20R=1120;
    TEM03R=1103;
    TEM30R=1130;

    (*****)

    (* Declaracion de tipos de dato globales utilizados *)

TYPE

    VectProp      = Array[1..MaxNT] Of Real;
    VectX         = Array[1..MaxNFX+1] Of Real;
    VectY         = Array[1..MaxNFY+1] Of Real;
    VectZ         = Array[1..MaxNFZ+1] Of Real;
    VectNX        = Array[1..MaxNFX+1] Of Integer;
    Puntero       = ^Elemento;
    Elemento = Record
        IntXY : Real;
        Sig   : Puntero;
        Prec  : Puntero;
    End;
    VectIntensidad = Array[1..MaxNFY] Of Puntero;

```

```

PuntIntensidad = ^VectIntensidad;

(*****)

(* Declaracion de variables globales utilizadas *)

VAR

G : Text;
NT, (* Numero de puntos para Cp(T) y kT(T) *)
NFX, (* Numero de filas en la direccion X *)
NFY, (* Numero de filas en la direccion Y *)
NFZ, (* Numero de filas en la direccion Z *)
NXInc, (* Idem en Y con condicion de flujo incidente *)
NYInc, (* Idem en Y *)
NZInc, (* Idem en Z *)
NXIncDifer, (* N§ de filas segun X con dif. intensidad *)
NYIncDifer, (* N§ de filas segun Y con dif. intensidad *)
NXAbarcVez, (* N§ de filas segun X abarcadas por el haz *)
NCurv, (* N§ de curvas que definen la intensidad *)
NPCF, (* Numero de puntos de la curva de funcion *)
NPTImp, (* N§ de intervalos de t para salida de datos *)
IBand, (* Minimizacion del ancho de banda y perfil *)
DistribuInt, (* Entero que define la distribucion de
intensidad del haz incidente *)
TipoMat (* Tipo de material *)
: Word;
dX, X : VectX;
dY, Y : VectY;
dZ, Z : VectZ;
NX : VectNX;
Comentario,
Material,
CAux : String;
T0, (* Temperatura inicial *)
Rho, (* Densidad *)
Alfa, (* Factor de absorcion *)
TInicial, (* Instante inicial para el proceso *)
TPulso, (* Duracion del pulso *)
TFinal, (* Instante final del proceso *)
Intervalo, (* Tamano del intervalo de tiempo *)
CAbs, (* Coef. de absorcion de la radiacion *)
Potencia, (* Potencia incidente *)
IFondo,
IContraste,
LambdaMedios,
Frecuencia, (* Frecuencia del laser en modo pulsado *)
dt1, (* % del tiempo total de ciclo en el l§ semipulso *)
dI1, (* % de la intens media incdnt en el l§ semipulso *)
ThX, (* Tamano del haz laser en la direccion X *)
ThY, (* Tamano del haz laser en la direccion Y *)
RadioX, (* En el caso de simetria radial *)
RadioY,
Vel (* Velocidad relativa laser-material *)
: Real;
Te, (* Vector de temperaturas *)
Cp, (* Vector de Capacidades *)
kT (* Vector de Conductividades *)
: VectProp;

```

```

VibracionSenoidal,
Pulsado,
Estatico,
UniformeEnX,
UniformeEnY,
Uniforme           : Boolean;
MIntXY             : PuntIntensidad;

(* Fin de declaracion de variables globales del programa *)

(*****)

(* Declaracion de rutinas del programa Sirius *)

(*****)

(* La funcion Max devuelve el maximo de dos numeros reales *)
Function Max(x,y:Real):Real;

    Begin
    If x>y Then Max:=x Else Max:=y
    End;

(* La funcion Min devuelve el maximo de dos numeros reales *)
Function Min(x,y:Real):Real;

    Begin
    If x<y Then Min:=x Else Min:=y
    End;

(*****)

(* La funcion Ep devuelve el tanto por uno de la funcion expo-
nencial negativa que llega a la capa k-esima de material *)
Function Ep(K:Integer):Real;

    Const Limite=80;

    BEGIN
    If Alfa*z[K+1]<Limite
    Then Ep:=Exp(-Alfa*z[K])-Exp(-Alfa*z[K+1])
    Else Ep:=Exp(-Alfa*z[K])
    END;

(*****)

(* El procedimiento DaCad8 convierte un numero real en una
cadena de 8 caracteres *)

Procedure DaCad8(R:Real;Var C:String);
    Begin
    If R<10
    Then Str(R:8:6,C)
    Else If R<100

```

```

        Then Str(R:8:5,C)
        Else If R<1000
            Then Str(R:8:4,C)
            Else If R<10000
                Then Str(R:8:3,C)
    End;

    (*****

    (* La funcion Pot devuelve el valor resultante de elevar la
       base real Xx al exponente real Yy *)

Function Pot(X,Y:Real):Real;
Begin
    If X=0
        Then Pot:=0
        Else If X<0
            Then
                If Y*Ln(-X)>-50
                    Then If (Abs(Round(Y)-Y)<Despreciable)
                        And Not Odd(Round(Y))
                            Then Pot:=Exp(Y*Ln(-X))
                            Else Pot:=-Exp(Y*Ln(-X))
                    Else Pot:=0
                Else
                    If Y*Ln(X)>-50
                        Then Pot:=Exp(Y*Ln(X))
                        Else Pot:=0
            End;

    (*****

    (* El procedimiento Cabecera visualiza informacion al principio
       de la ejecucion del programa *)

PROCEDURE CABECERA;

BEGIN

WriteLn;
WriteLn('*****');
HighVideo;
WriteLn('                SIRIUS                ');
NormVideo;
WriteLn('*****');
WriteLn;
TextColor(LightGreen);
WriteLn('  Generador de archivos de entrada de datos');
Writeln('                para TEMPLUM-3D');
NormVideo

END;

    (*****

    (* El procedimiento ENTRADA_DE_DATOS toma los valores para las
       propiedades de los materiales, las características de la malla y
       los parametros del proceso de un archivo de texto *)

```

```

PROCEDURE ENTRADA_DE_DATOS;

Var F                : Text;
    I, J, N, Aux, Aux2 : Word;
    AuxReal           : Real;

BEGIN

If ParamStr(1)<>' '
  Then Begin
    Entrada:=ParamStr(1);
    If ParamStr(2)<>' '
      Then
        Salida:=Paramstr(2)
      End;

Assign(F,ENTRADA);
Write(' *** Leyendo datos del archivo ');
HighVideo;
WriteLn(ENTRADA:30);
NormVideo;
TextColor(LightCyan);
Reset(F);
ReadLn(F);
ReadLn(F);
ReadLn(F,Comentario);

(* Propiedades del material *)

WriteLn('      Propiedades del material');
ReadLn(F);
ReadLn(F,Material);
ReadLn(F,T0);
ReadLn(F,Alfa);
ReadLn(F,CAbs);
ReadLn(F,Rho);
ReadLn(F,NT);
If NT=1 Then TipoMat:=1 (* Isotropo con props. indep de T *)
  Else TipoMat:=3; (* Isotropo con props. depen de T *)
ReadLn(F);
For I:=1 To NT Do ReadLn(F,Te[I],Cp[I],kT[I]);

(* Parametros del proceso *)

WriteLn('      Parametros del proceso');
ReadLn(F);
ReadLn(F,TInicial);
ReadLn(F,TPulso);
ReadLn(F,Frecuencia); (* Frecuencia del regimen de funcion *)
Pulsado:=Frecuencia>Despreciable;
If Pulsado Then
  Begin
    ReadLn(F,dt1);
    ReadLn(F,dI1)
  End
Else
  Begin
    ReadLn(F);
    ReadLn(F)
  End

```

```

        End;
ReadLn(F, Vel);      (* Velocidad del haz en sentido de las X *)
ReadLn(F, Potencia);
ReadLn(F, DistribuInt);
Case DistribuInt Of
    1, 4:      Begin
        ReadLn(F, IFondo);
        ReadLn(F, IContraste);
        ReadLn(F, LambdaMedios)
        End;
    2:      Begin
        ReadLn(F);
        ReadLn(F);
        ReadLn(F, LambdaMedios)
        End
    Else      Begin
        ReadLn(F);
        ReadLn(F);
        ReadLn(F)
        End;
End;
VibracionSenoidal:=DistribuInt=4;
ReadLn(F, ThX);      (* Tamaño del haz en la dirección X *)
ReadLn(F, ThY);      (* Tamaño del haz en la dirección Y *)

(* Características de la malla *)

WriteLn('      Características de la malla');
ReadLn(F);

(* Dimensiones en el eje OX *)

ReadLn(F, NFX);      (* Número total de filas de elementos *)
Aux:=0;
X[1]:=0;
N:=1;
Repeat
    Read(F, NX[N]);  (* N$ de filas de elements de igual dim *)
    ReadLn(F, AuxReal);      (* Dimensión de estas filas *)
    For J:=1 To NX[N] Do
        Begin
            dX[J+Aux]:=AuxReal;  (* Da dimensn a fila J+Aux-sima *)
            X[J+Aux+1]:=X[J+Aux]+AuxReal (* Asigna coord absolut *)
        End;
        Aux:=Aux+NX[N];
        N:=N+1
Until Aux=NFX;

(* Dimensiones en el eje OY *)

ReadLn(F, NFY);
Aux:=0;
Y[1]:=0;
Repeat
    Read(F, Aux2);
    ReadLn(F, AuxReal);
    For J:=1 To Aux2 Do
        Begin
            dY[J+Aux]:=AuxReal;

```

```

        Y[J+Aux+1]:=Y[J+Aux]+AuxReal
    End;
    Aux:=Aux+Aux2
Until Aux=NFY;

(* Dimensiones en el eje OZ *)

ReadLn(F,NFZ);
Aux:=0;
Z[1]:=0;
Repeat
    Read(F,Aux2);
    ReadLn(F,AuxReal);
    For J:=1 To Aux2 Do
        Begin
            dZ[J+Aux]:=AuxReal;
            Z[J+Aux+1]:=Z[J+Aux]+AuxReal
        End;
    Aux:=Aux+Aux2
Until Aux=NFZ;

(* Opciones de configuracion de la simulacion *)

WriteLn('      Opciones de configuracion de la simulacion. ');
ReadLn(F);
ReadLn(F,TFinal);
ReadLn(F,Intervalo);
ReadLn(F,NPTImp);
ReadLn(F,IBand);

Close(F);          (* Cierre del archivo de lectura de datos *)

NormVideo

End;

(* ***** Fin de lectura de datos ***** *)

(***** )

Procedure Calculos_Previos;

{ Antes de empezar a introducir valores es necesario realizar
  una serie de asignaciones y de calculos previos con los
  datos que ya se tienen }

Var I      : Word;
    AuxReal : Real;

BEGIN

Estatico:=Vel<Despreciable;

UniformeEnX:=Distribuint<2;
UniformeEnY:=Distribuint=0;
Uniforme:=UniformeEnX And UniformeEnY;

If (Distribuint>1) And (Distribuint<6)
    Then

```

```

    Begin
    UniformeEnX:=False;
    UniformeEnY:=False
    End;

If DistribuInt=3
Then
    Begin
    RadioX:=ThX;
    RadioY:=ThY
    End;

If DistribuInt=5
Then
    Begin
    RadioX:=ThX;
    RadioY:=ThY;
    ThX:=3*ThX;
    ThY:=3*ThY;
    End;

If DistribuInt>=TEM00
Then
    BEGIN
    RadioX:=ThX;
    RadioY:=ThY;
    ThX:=2*ThX;
    ThY:=2*ThY
    END;

{ La comprobacion de modo pulsado se hizo en lectura de datos }

{ Los siguientes algoritmos permiten calcular los distintos
numeros de filas de elementos de volumen de la malla sobre
los que incide el haz laser }

{ Para un mallado dado, el numero de filas iluminadas segun el
eje X depende del tamaño y de la velocidad de barrido del haz }

If Estatico
Then (* Velocidad de barrido nula *)
    Begin
    NXInc:=0; (* Tamaño haz da el nº de elements iluminados *)
    While Abs(ThX-X[NXInc+1])>Despreciable Do NXInc:=NXInc+1;
    If UniformeEnX
        Then NXIncDifer:=1
        Else NXIncDifer:=NXInc
    End
Else (* Velocidad de barrido no nula: proceso dinamico *)
    Begin
    NXInc:=NFX; (* Todos los elementos de fila segun eje 0x *)
    NXIncDifer:=NFX
    End;

{ Para un mallado dado el numero de filas iluminadas segun el
eje Y depende del tamaño del haz }

NYInc:=0;
While Abs(ThY-Y[NYInc+1])>Despreciable Do NYInc:=NYInc+1;

```

```

If UniformeEnY
  Then NYIncDifer:=1
  Else NYIncDifer:=NYInc;

{ Para un mallado dado el numero de filas iluminadas segun el
  eje Z depende del factor de atenuacion del material }

NZInc:=0;
Repeat
  NZInc:=NZInc+1
Until (Alfa*Z[NZInc+1])>8;
      (* Para filas superiores intensidad atenuada = 0 *)

If Estatico
  Then NXAbarcVez:=NXIncDifer
  Else
    Begin
      I:=1;
      AuxReal:=0;
      NXAbarcVez:=0;
      While ThX-AuxReal>Despreciable Do
        Begin
          AuxReal:=AuxReal+DX[I];
          I:=I+1;
          NXAbarcVez:=NXAbarcVez+1
        End;
      End;

      (* Calculo del nº de curvas que definen la intens incidente *)

      NCurv:=NXIncDifer*NYIncDifer;

      { El siguiente algoritmo calcula el numero maximo de puntos
        para las curvas de funcion empleadas para definir las
        condiciones de flujo }

      If Pulsado
        Then (* 'Muchos' puntos para la definicion de la curva *)
          If Estatico
            Then Begin
              NPCF:=Round(4*TPulso*Frecuencia)+1;
              If Tfinal>TPulso Then NPCF:=NPCF+1
            End
            Else Begin
              NPCF:=Round(4*(ThX+DX[1])/Vel*Frecuencia)+2;
              If Tfinal>TPulso Then NPCF:=NPCF+1
            End
          Else (* Modo de funcionamiento continuo *)
            If Estatico
              Then (* Velocidad nula: el haz no se mueve *)
                NPCF:=4
              Else (* Velocidad no nula: con movimiento del haz *)
                If UniformeEnX
                  Then NPCF:=6 (* Como maximo *)
                  Else NPCF:=2*NXAbarcVez+4;

      (* Para Vibracion Senoidal *)

```

```

If VibracionSenoidal Then
  Begin
  AuxReal:=0;
  For I:=1 To NFX Do AuxReal:=Max(AuxReal,DX[I]);
  AuxReal:=Min(TFinal,(AuxReal+ThX)/Vel);
  NPCF:=Round(AuxReal/Intervalo/2)+2
  End

END;

(*****)

(* El procedimiento Salida_de_datos comienza a introducir
valores en el archivo de escritura o salida de datos de
programa SIRIUS (que a su vez es el de entrada de datos para
el codigo TEMPLUM-3D) *)

PROCEDURE Salida_de_Datos;

VAR Dia, DiaSem, Mes, Anho : Word;
    I : Integer;
    GAux : File;

BEGIN

WriteLn;
TextColor(Yellow);
WriteLn(' ',Comentario);
NormVideo;
WriteLn;
{$I-}
Reset(G);
{$I+}
If IOResult=0
  Then (* Si ya existia ese archivo de salida en disco... *)
  Begin
  Assign(GAux,'Out.Bak');
  {$I-}
  Reset(GAux);
  {$I+}
  If IOResult=0 Then Erase(GAux);
  Rename(G,'Out.Bak');
  Assign(G,Salida)
  End; (* ... se guarda en disco una copia de seguridad. *)

ReWrite(G);
Write(' *** Escribiendo datos en el archivo ');
HighVideo;
WriteLn(SALIDA:24);
NormVideo;

(* Valores generales y parametros de la simulacion *)

GetDate(Anho,Mes,Dia,DiaSem);
WriteLn(G,Dia,'/',Mes,'/',Anho,' - ',Comentario);
Write(G,'1':5,
      (NFX+1)*(NFY+1)*(NFZ+1):5, (* Numero de nodos *)
      NFX*NFY*NFZ:5, (* Numero de elementos *)
      '4':5,'2':5,IBand:5);

```

```

Write(G,NCurv:5);    (* N§ de curvas que definen la intensidad *)
WriteLn(G,NPCF:5,'1':20);
WriteLn(G,NXInc*NYInc*NZInc:20);    (* N§ de elementos con c.c.*)
WriteLn(G,'1':5,'0':5,NPTImp:5,'10':5);
WriteLn(G,Tinicial:10:6,
        TFinal:10:6,
        Intervalo:10:7);
WriteLn(G,'1':5,'0':10,'2':5,'2':5,'8.e-04':10);

(* Propiedades del material *)

WriteLn(G,'1':5,TipoMat:5,Rho:10:2);
WriteLn(G,Material);
If NT=1
  THEN      (* Propiedades independientes de la temperatura *)
    BEGIN
      WriteLn(G,Cp[1]:10:2,kT[1]:10:3);
      For I:=1 To 5 Do WriteLn(G)
    END
  ELSE      (* Propiedades dependientes de la temperatura *)
    BEGIN
      For I:=1 To NT Do Write(G,Te[I]:10:1);    (* Temperaturas *)
      WriteLn(G);
      For I:=1 To NT Do Write(G,Cp[I]:10:2);(* Cap. calorifics *)
      WriteLn(G);
      For I:=1 To NT Do Write(G,kT[I]:10:3);(* Condct termicas *)
      WriteLn(G);
      For I:=1 To 3 Do WriteLn(G)
    END;

(* Se cierra momentaneamente para luego seguir introduciendo
valores *)

Close(G)

End;

(*****)

(* El procedimiento Nodos_3D genera las filas de nodos de la
malla indicando las posiciones absolutas de los nodos
caracteristicos *)

PROCEDURE Nodos_3D;

VAR I, J, K, L, N : Word;

BEGIN

(* Se vuelve a abrir el archivo para aadir datos al final *)

Append(G);
WriteLn(' ----> Nodos:           : ');
Writeln((NFX+1)*(NFY+1)*(NFZ+1):5);
N:=0;

For K:=1 To NFZ+1 Do      (* Para cada fila de nodos segun Z *)
  BEGIN
    For J:=1 To NFY+1 Do (* Para cada fila de nodos segun Y *)

```

```

Begin
N:=N+1;
I:=1;
L:=1;
Repeat (* Para cada fila de nodos 'caractrstc' segun X *)
WriteLn(G,N:5, (* Numero de nodo *)
'1':5,
X[I]:20:7, (* Posicion del nodo en eje X *)
Y[J]:20:7, (* Posicion del nodo en eje Y *)
Z[K]:20:7, (* Posicion del nodo en eje Z *)
T0:10:1); (* Temperatura inicial del nodo *)
N:=N+NX[L];
I:=I+NX[L];
L:=L+1
Until I=NFX+1;
(* Ultimo nodo de la fila segun X *)
WriteLn(G,N:5,'1':5,X[I]:20:7,Y[J]:20:7,Z[K]:20:7,T0:10:1)
End;
End;

Close(G);

(* Se vuelve a cerrar el archivo momentaneamente... *)

END;

(*****
{ El procedimiento Elementos_3D define las distintas filas de
elementos de la malla indicando los nodos que forman los
elementos mas caracteristicos }

PROCEDURE Elementos_3D;

Var E, J, K : Word;

BEGIN

Append(G);
WriteLn(' ----> Elementos : ',NFX*NFY*NFZ:5);

E:=1;
For K:=1 To NFZ Do (* Para cada fila de elementos segun Z *)
BEGIN
For J:=1 To NFY Do (* Para cada fila de elemnts segun Y *)
BEGIN
WriteLn(G,E:5, (* Numero del elemento *)
'1':5,'1':5,
(* y ahora se especifican los nodos que forman cada elemto *)
E+(NFX+NFY+1)*(K-1)+(J-1):5,
E+(NFX+NFY+1)*(K-1)+(J-1)+1:5,
E+(NFX+NFY+1)*(K-1)+(J-1)+(NFX+2):5,
E+(NFX+NFY+1)*(K-1)+(J-1)+(NFX+1):5,
E+(NFX+NFY+1)*(K-1)+(J-1)+(NFX+1)*(NFY+1):5,
E+(NFX+NFY+1)*(K-1)+(J-1)+(NFX+1)*(NFY+1)+1:5,
E+(NFX+NFY+1)*(K-1)+(J-1)+(NFX+1)*(NFY+2)+1:5,
E+(NFX+NFY+1)*(K-1)+(J-1)+(NFX+1)*(NFY+2):5,
(* y el numero de elementos similares que van a contn en
la fila y que se van a crear automaticamente *)

```

```

        NFX-1:5);
    E:=E+NFX
    END
END;

Close(G)

END;

(*****)

(* El procedimiento Condiciones_Contorno_Flujo define e indica
   los elementos de superficie con condiciones de contorno y los
   multiplicadores de cada curva lineal de la funcion que define
   la condicion de contorno *)

PROCEDURE Condiciones_Contorno_Flujo;

(* N numero de nodo de la malla,
   I corresponde a la fila de elementos i-esima segun X,
   J corresponde a la fila de elementos j-esima segun Y,
   K corresponde a la fila de elementos k-esima segun Z
   NSF : numero de superficie con flujo,
   NCF : numero de curva de funcion de flujo,
   NSG : numero de superficies que se generan automaticamente
   NInc : incremento automatico para la generacion de curvas *)

Var NSF, I, J, K, N, NCF, NSG, NInc : Word;

BEGIN

Append(G);

WriteLn(' ----> Condiciones de flujo : ',NXInc*NYInc*NZInc:5);

NSF:=1;

If Estatico And UniformeEnX
Then
    Begin
        NSG:=NXInc-1; (* Si ccfs son igual se generan a la vez *)
        NInc:=1      (* varias superfis con mismas c.c. de flujo *)
    End
Else
        (* Todas distintas para cada capa *)
    Begin
        NSG:=0;      (* Si las ccfs no son iguales hay que generar *)
        NInc:=0      (* una a una cada superficie con c.c. de flujo *)
    End;

For K:=1 To NZInc Do
    Begin
        NCF:=1;
        For J:=1 To NYInc Do
            Begin
                If UniformeEnY Then NCF:=1;
                For I:=1 To NXIncDifer Do
                    Begin
                        N:=(NFX+1)*(NFY+1)*(K-1)+(J-1)*(NFX+1)+I;
                        WriteLn(G,NSF:5,

```

```

        N:5,
        N+1:5,
        N+(NFX+2):5,
        N+(NFX+1):5,
    {
        NCF :5,}
    NCF MOD 1140:5,
    (* Multiplicadores de cada curva: dependeran de z,
    es decir de la profundidad de la fila ya que la
    intensidad se va atenuando exponencialmente *)
    Ep(K):10:6,Ep(K):10:6,
    Ep(K):10:6,Ep(K):10:6,
    NSG:5,
    NInc:5);
    NSF:=NSF+NSG+1;
    N:=N+1;
    If Not (UniformeEnX And Estatico) Then NCF:=NCF+1
    End
    End
End;

Close(G)

End;

(*****)

Function Hrmt(Grado:Integer;X:Real):Real;
Begin
    If Grado<0
    Then Hrmt:=0
    Else If Grado=0
    Then Hrmt:=1
    Else If Grado=1
    Then Hrmt:=2*X
    Else Hrmt:=2*X*Hrmt(Grado-1,X)
    -2*(Grado-1)*Hrmt(Grado-2,x)
End;

(*****)

Function Inte(X,Y:Real):Real;

Begin
    Case DistribuInt of
        (* Distribucion de intensidad homogenea o uniforme *)
    0:   Inte:=Potencia/(ThX*ThY);
        (* Focalizacion del sistema optico con patron
        de interferencia 2 *)
    1:   Inte:=IFondo+IContraste*Sqr(Sin(Pi*Y/LambdaMedios));
        (* Focalizacion del sistema optico con patron
        de interferencia 1 *)
    2:   Inte:=Potencia/(0.074768*2*ThX*2*ThY)
        *Pot(Sin(Pi*X/LambdaMedios),8)
        *Pot(Sin(Pi*Y/LambdaMedios),8);
        (* D. homogenea circular *)
    3:   If Sqr(X/RadioX)+Sqr(Y/RadioY)<=1
        Then Inte:=Potencia*2/(Pi*RadioX*RadioY)
        Else Inte:=0;
        (* Modos de simetria cilindrica *)

```

```

    {
    }
5:      Inte:=Potencia/(3.1415*RadioX*RadioY)/2.964
        *Sqr(exp(-Sqr((Sqrt(Sqr(X)+Sqr(Y))-
RadioX)/(3.25*RadioX/3)))
        +exp(-
Sqr((Sqrt(Sqr(X)+Sqr(Y))+RadioY)/(3.25*RadioY/3)))));
    (* Modo de distrib. de intensidad gaussiana TEM 00 *)
TEM00: Inte:=Potencia*2/(Pi*RadioX*RadioY)
        *Exp(-2*(Sqr(X/RadioX)+Sqr(Y/RadioY)));
    (* Modo de distribucion de intensidad TEM 01 *)
TEM01: Inte:=1.5966*Potencia*2/(Pi*RadioX*RadioY)
        *Sqr(Sqr(X/RadioX)+Sqr(Y/RadioY))
        *Exp(-(2*Sqr(X/RadioX)+2*Sqr(Y/RadioY)));
    (* Modo de distribucion de intensidad TEM 02 *)
TEM02: Inte:=Potencia*2/(Pi*RadioX*RadioY)
        *Abs(4*(Sqr(X/RadioX)+Sqr(Y/RadioY))-1)
        *Exp(-(2*Sqr(X/RadioX)+2*Sqr(Y/RadioY)));
    (* Modo de distribucion de intensidad TEM 03 *)
TEM03: Inte:=Potencia*2/(Pi*RadioX*RadioY)
        *Abs(32*Pot(Sqr(X)+Sqr(Y),3)
        -24*Sqr(Sqr(X)+Sqr(Y)))
        *Exp(-(2*Sqr(X/RadioX)+2*Sqr(Y/RadioY)));
TEM01R,TEM10R,TEM02R,TEM20R,TEM03R,TEM30R:
    Inte:=Potencia*2/(Pi*RadioX*RadioY)
        *Hrmt(Distribuint Mod 10,X)
        *Hrmt(Distribuint Mod 10,Y)
        *Exp(-(2*Sqr(X/RadioX)+2*Sqr(Y/RadioY)));
Else Inte:=0

End

End;

(*****)

(* El siguiente procedimiento crea un vector de estructuras de
tipo lista dinamica con los valores discretizados para la
distribucion de intensidad segun los ejes X e Y. Tambien
almacena estos valores en el archivo de disco DISTRIBU.DAT
para comprobacion *)

PROCEDURE DistrIntensidad(Var P:PuntIntensidad);

    Const NTrozos = 15;
    Var Q,R          : Puntero;
        I,J,K,II,JJ : Word;
        ITrozos     : Real;
        H           : Text;

    BEGIN

    Assign(H,'distribu.dat');
    ReWrite(H);
    New(P);
    If Uniforme      (* Uniforme en X; uniforme en Y *)
    Then (* Solo un elemto en la lista con una componente *)
    BEGIN
    New(P^[1]);

```

```

P^[1]^ .IntXY:=Potencia/(ThX*ThY);
P^[1]^ .Sig:=Nil;
P^[1]^ .Prec:=Nil;
  WriteLn(H,Potencia/(ThX*ThY))
END
  Else      (* Distribucion de intensidad no uniforme *)
If UniformeEnY  (* No uniforme en X; uniforme en Y *)
  THEN
  Begin
  For I:=1 To NXAbarcVez Do
  BEGIN
  ITrozos:=0;
  For K:=0 To NTrozos Do
  ITrozos:=ITrozos+Inte(X[I]+K*DX[I]/NTrozos,Y[1]);
  ITrozos:=ITrozos/(NTrozos+1);
  New(R);
  R^ .IntXY:=ITrozos;
    WriteLn(H,ITrozos);
  R^ .Sig:=Nil;
  If I=1
  Then
    Begin
    R^ .Prec:=Nil;
    P^[1]:=R
    End
  Else
    Begin
    Q^ .Sig:=R;
    R^ .Prec:=Q
    End;
  Q:=R
  END
  END
ELSE
  If UniformeEnY  (* Uniforme en X; no unif. en Y *)
  THEN
  For J:=1 To NYIncDifer Do
  BEGIN
  ITrozos:=0;
  For K:=0 To NTrozos Do
    ITrozos:=ITrozos
      +Inte(X[1],Y[J]+K*DY[J]/NTrozos);
  ITrozos:=ITrozos/(NTrozos+1);
  New(P^[J]);
  P^[J]^ .IntXY:=ITrozos/(NTrozos+1);
    WriteLn(H,ITrozos/(NTrozos+1));
  P^[J]^ .Sig:=Nil;
  P^[J]^ .Prec:=Nil
  END
  ELSE  (* No uniforme en X; no uniforme en Y *)
  For J:=1 To NYIncDifer Do
  BEGIN
  For I:=1 To NXAbarcVez Do
  BEGIN
  ITrozos:=0;
  For JJ:=0 To NTrozos Do
    For II:=0 To NTrozos Do
      ITrozos:=ITrozos
        +Inte(X[I]+II*DX[I]/NTrozos,

```

```

        Y[J]+JJ*DY[J]/NTrozos);
        ITrozos:=ITrozos/Sqr(NTrozos+1);
New(R);
R^.IntXY:=ITrozos;
        Write(H,ITrozos,' ');
R^.Sig:=Nil;
If I=1
    Then
        Begin
            R^.Prec:=Nil;
            P^[J]:=R
        End
    Else
        Begin
            Q^.Sig:=R;
            R^.Prec:=Q
        End;
    Q:=R
END;
        WriteLn(H)
END;

Close(H)
END;

(*****
(* Procedimiento ProcesoEstatico. *)
(* Procedimiento que calcula las funciones de absorcion *)
(* energia en cada elemento de la superficie de la probeta *)
(* el caso de haz laser con cualquier distribucion de *)
(* intensidad con velocidad de barrido nula *)
(*****

PROCEDURE ProcesoEstatico(Pint:PuntIntensidad);

Var T, DTa, DTb, Ia, Ib, Resto : Real;
    I,J : Word;
    R : Puntero;

BEGIN
For J:=1 To NYIncDifer Do
    Begin
        R:=PInt^[J];
        For I:=1 To NXIncDifer Do
            Begin
                Write(G,NXIncDifer*(J-1)+I:5);
                Writeln(G,NPCF:5,NXIncDifer*(J-1)+I:10);
                If Not Pulsado
                Then
                    (* Modo Continuo *)
                    Begin
                        Writeln(G,'+0.':10,-CAbs*R^.IntXY:10);
                        DaCad8(TPulso,CAux);
                        Writeln(G,'++CAux:10,-CAbs*R^.IntXY:10);
                            Resto:=Max(Mini,TPulso*Mini);
                        DaCad8(TPulso+Resto,CAux);
                        Writeln(G,'++CAux:10,'0.':10);
                        TFinal:=Max(TFinal,TPulso+2*Resto);
                        DaCad8(TFinal,CAux);
                        Writeln(G,'++CAux:10,'0.':10);
                        R:=R^.Sig
                    End
                End
            End
        End
    End
END;

```

```

End
Else (* Modo Pulsado *)
Begin
DTa:=dt1/Frecuencia;
DTb:=(1-dt1)/Frecuencia;
T:=TInicial;
Ia:=-dI1*Cabs*R^.IntXY;
Ib:=-((1-(dI1-1)*dt1/(1-dt1))*Cabs*R^.IntXY;
While t<TPulso Do
Begin
DaCad8(T,CAux);
WriteLn(G,''+CAux:10,Ia:10);
T:=T+DTa;
Resto:=Max(Mini,T*Mini);
DaCad8(T,CAux);
WriteLn(G,''+CAux:10,Ia:10);
DaCad8(T+Resto,CAux);
WriteLn(G,''+CAux:10,Ib:10);
T:=T+DTb;
Resto:=Max(Mini,T*Mini);
DaCad8(T-Resto,CAux);
WriteLn(G,''+CAux:10,Ib:10)
End;
DaCad8(T,CAux);
WriteLn(G,''+CAux:10,0.:10:1);
If Tfinal>T
Then
Begin
DaCad8(TFinal,CAux);
WriteLn(G,''+CAux:10,0.:10:1)
End;
R:=R^.Sig
END
END
END
END;

```

```

(*****
* Procedimiento ProcesoDinamico *)
* Procedimiento que calcula las funciones de absorcion de *)
* energia en cada elemento de la superficie de la probeta *)
* el caso de haz laser con cualquier distribucion de *)
* intensidad con velocidad de barrido no nula *)
(*****

```

```
PROCEDURE ProcesoDinamico(PInt:PuntIntensidad);
```

```

VAR
Long,
Tint,
Tini, (* Tiempo inicial *)
Ts, (* Primera abcisas de la funcion de intensidad *)
Tp1, (* Segunda abcisas de la funcion de intensidad *)
Tp2, (* Tercera abcisas de la funcion de intensidad *)
Tb,
Tf,
t,
DTa, (* Tamaño del intervalo temporal 1§ semiciclo *)
DTb, (* Tamaño del intervalo temporal 2§ semiciclo *)

```



```

Fit:=Fip(t)*Fic(t)
End;

(*****)
(* Flujo de intensidad incidente en un nodo de la superficie
bajo un patron de intensidad con una vibracion senoidal *)

Function IPVS(I,J:Integer;T:Real):Real;
Var Desfase : Real;
Begin
If Abs(X[I]-Vel*T+ThX/2)>ThX/2
Then IPVS:=0
Else
Begin
If T-Trunc(T*Frecuencia)<1/2*Frecuencia
Then Desfase:=-2*Pi*T*Frecuencia
Else Desfase:=2*Pi*T*Frecuencia;
IPVS:=
(IFondo
+IContraste*Pot(Sin(Pi*Y[J]/LambdaMedios+Desfase),2))
*Pot(Sin(Pi*(X[I]-Vel*T)/ThX),4)
End
End;

(*****)

Function FVS(I,J:Integer;T:Real):Real;
Var Suma:Real;
Begin
Suma:=IPVS(I,J,T)+IPVS(I+1,J,T)
+IPVS(I,J+1,T)+IPVS(I+1,J+1,T);
FVS:=Suma/4 (* Media de la intensidad incidente en los
cuatro nodos que definen el elemento de superficie con
condicion de contorno para el flujo *)
End;

(*****)

BEGIN

Long:=0;
For I:=1 To NFX Do Long:=Long+dX[I];

Tini:=0;
(* Tint es un intervalo de t caracteristico de la func *)
Tint:=Long/(NFX*Vel);
(* Si Long=60, Numes=48 y Vel=10, entces Tint=0.125=Inter *)

Tf:=Max(TFinal,(Long+ThX)/Vel);

If VibracionSenoidal Then Tf:=TFinal;

(* Bucle que construye y escribe todas las funciones de
intensidad absorbida en funcion del tiempo para los
elementos de la superficie *)

If Not VibracionSenoidal then
PInt:=MIntXY;

```

```

For J:=1 To NYIncDifer Do
  BEGIN
  For I:=1 To NXInc Do
  BEGIN

  (* Determinacion de las abcisas de las curvas: t *)
  Ts:=(I-1)*Tint; (* Primera abcisas *)
  Tp1:=I*Tint; (* Segunda abcisas *)
  Tp2:=ThX/Vel+(I-1)*Tint; (* Tercera abcisas *)
  (* Tb es la ultima abcisas de la fncion de intensidad *)
  Tb:=ThX/Vel+i*Tint;

  If Not UniformeEnX
    Then Begin
      Tb:=2*ThX/Vel+I*Tint;
      Tb:=Max(Tb,2*NXAbarcVez*dX[I]/Vel+i*TInt)
    End;

  (* Determinacion del numero de puntos de cada curva *)
  (* Primera funcion o elemento *)
  If I=1 Then K:=NPCF-1 Else K:=NPCF;
  (* Ultima funcion o elemento *)
  If (I=NFX) And (Abs(Tf-Tb)<Despreciable) Then K:=NPCF;
  If Not UniformeEnX Then
    If (Tf-Tb)<0 Then K:=NPCF-1;

If VibracionSenoidal Then
  If Tf>ts Then
    If I=1 Then K:=Round((Tfinal-Ts)/(2*Intervalo))+1
      Else K:=Round((Tfinal-Ts)/(2*Intervalo))+2
    Else K:=2;
IF (J-1)*nxiNC+I>1140 THEN EXIT;
  (* Asignacion de ordenadas a cada curva de intensidad *)
  WriteLn(G,(J-1)*NXInc+I:5,K:5,(J-1)*NXInc+I:10);
  (* Escribe el tiempo inicial *)
  If I<>1 Then WriteLn(G,'+':4,Tini:6:4,'0.':10);
  (* Las intensidades son negativas segun el convenio de
    signos: Intensidad entrante en cada elemento de la
    superficie *)

  If Not Pulsado (* Modo continuo *)
  Then
    If UniformeEnX
    Then
      Begin
      DaCad8(Ts,CAux);
      WriteLn(G,''+CAux:10,'0.':10);
      DaCad8(Tp1,CAux);
      WriteLn(G,''+CAux:10,-CAbs*PInt^[J]^IntXY:10);
      DaCad8(Tp2,CAux);
      WriteLn(G,''+CAux:10,-CAbs*PInt^[J]^IntXY:10);
      DaCad8(Tb,CAux);
      WriteLn(G,''+CAux:10,'0.':10)
      End
    Else
      Begin
      t:=Ts;
      DaCad8(T,CAux);
      WriteLn(G,''+CAux:10,'0.':10);

```

```

PAux:=PInt^[J];
While PAux^.Sig<>Nil Do PAux:=PAux^.Sig;
While PAux<>Nil Do
  Begin
    T:=T+DX[I]/Vel;
    DaCad8(T,CAux);
    WriteLn(G,''+CAux:10,-CAbs*PAux^.IntXY:10);
    PAux:=PAux^.Prec
  End;
PAux:=PInt^[J];
While PAux<>Nil Do
  Begin
    T:=T+DX[I]/Vel;
    DaCad8(T,CAux);
    WriteLn(G,''+CAux:10,-CAbs*PAux^.IntXY:10);
    PAux:=PAux^.Sig
  End;
  Resto:=Max(Mini,T*Mini);
  Tb:=Tb+mini;
  DaCad8(Tb,CAux);
  Writeln(G,''+CAux:10,'0.':10);
End
Else
If Not VibracionSenoidal          (* Modo pulsado *)
Then
  Begin
  DTa:=dt1/Frecuencia;
  DTb:=(1-dt1)/Frecuencia;
  t:=ts;
  (* Para evitar errores de redondeo ... *)
  While t-tb<-Despreciable Do
  Begin
  DaCad8(T,CAux);
  Write(G,''+CAux:10);
  WriteLn(G,-CAbs*Fit(t)*PInt^[J]^IntXY:10);
  T:=T+DTa;
  Resto:=Max(Mini,T*Mini);
  DaCad8(T,CAux);
  Write(G,''+CAux:10);
  WriteLn(G,-CAbs*Fit(t-Resto)*PInt^[J]^IntXY:10);
  DaCad8(T+Resto,CAux);
  Write(G,''+CAux:10);
  WriteLn(G,-CAbs*Fit(t+Resto)*PInt^[J]^IntXY:10);
  T:=T+DTb;
  Resto:=Max(Mini,T*Mini);
  DaCad8(T-Resto,CAux);
  Write(G,''+CAux:10);
  WriteLn(G,-CAbs*Fit(t-Resto)*PInt^[J]^IntXY:10)
  End;
  DaCad8(Tb,CAux);
  WriteLn(G,''+CAux:10,'0.':10)
  End
  Else          (* Vibracion Senoidal *)
  Begin
  DTa:=2*Intervalo;          t:=ts;
  repeat
  DaCad8(T,CAux);
  WriteLn(G,''+CAux:10,-CAbs*FVS(I,J,T):10);
  T:=T+DTa

```

```

                until (t>tb) Or (t>Tf+dta-1e-8)
                End;
        (* Solo falta indicar el tiempo final del proceso *)
        If (Tf-Tb)>0 THEN
        BEGIN
        DaCad8(Tf,CAux);
        WriteLn(G,'+'+CAux:10,'0.':10)
        END

        END
        END;
    END;

    (*****)

    PROCEDURE Curvas_de_Funcion;

    Var t,dta,dtb,ia,ib : Real;

    BEGIN

    Append(G);
    WriteLn(' ----> Curvas de funcion      : ',NCurv:5);

    DistrIntensidad(MIntXY);

    If Estatico
        Then ProcesoEstatico(MIntXY)
        Else ProcesoDinamico(MIntXY);

    Close(G)          (* Se cierra definitivamente el archivo *)

    END;

    (*****)

    PROCEDURE Aviso_Sonoro;

    Var I : Word;

    BEGIN
    WriteLn;
    For I:=1 To 5 Do
        Begin
        Sound(100*I); Delay(50); NoSound
        End
    END;

    (*****)

    PROCEDURE Mensaje_Final;

    BEGIN
    Write('          Archivo  ');
    HighVideo;
    Write(SALIDA);
    NormVideo;
    WriteLn(' generado. Pulse Intro para continuar. ');
    Writeln;

```

```
ReadLn
END;

(***** )

(* Fin de las rutinas *)

(***** )

(***** )
(*                                     *)
(*                               PROGRAMA PRINCIPAL                               *)
(*                                     *)
(***** )

BEGIN

Cabecera;
Entrada_de_Datos;
Calculos_Previos;
Assign(G,Salida);
Salida_de_Datos;
TextColor(LightCyan);
Nodos_3d;
Elementos_3d;
Condiciones_Contorno_Flujo;
Curvas_de_Funcion;
NormVideo;
Aviso_Sonoro;
Mensaje_Final

END.

(***** )
```

APÉNDICE D. PROGRAMA FUENTE DESARROLLADO PARA EL MODELO ANALÍTICO DE COMPARACIÓN.

En este apéndice se incluye el código fuente original desarrollado para el modelo analítico bidimensional utilizado, con el fin de compararlo con el modelo numérico en el capítulo 5. El programa fuente está escrito en el lenguaje de programación *TurboPascal* [BORLAND PASCAL 1992]. No se incluye la unidad (librería) empleada *Bessel* que incorpora algunas funciones matemáticas necesarias en los cálculos y tomadas de la bibliografía [PRESS 1989]. El programa toma los datos de entrada (parámetros del proceso: intensidad, velocidad y tamaño del haz, y propiedades termofísicas del material independientes de la temperatura: densidad, conductividad térmica y capacidad calorífica) de un archivo ASCII. El programa puede ser ejecutado en cualquier ordenador personal compatible PC que disponga de coprocesador matemático.

```
{ $F+ }

Program Solana2d;          (* Angel Garcia y Beltran. ETSIIM. *)

(* Programa que calcula el campo estacionario bidimensional discreto de
temperaturas T(x,z) de un medio SEMI-INFINO (z>0) bajo el flujo de
un haz laser de intensidad homogénea con vel. <> 0 en dirección
del eje X basándose en la sol. analít de Carslaw-Jaeger (pág. 269)
para el caso de un sólido infinito. La temperatura debe ser el doble
para un sólido semiinfinito. *)

Uses Crt, Bessel;

Const Inter = 40;
      h : Array [0..46] Of Real
          = (0.0,0.1,0.2,0.3,0.4,0.5,0.6,0.7,0.8,0.9,1.0,1.2,
            1.4,1.6,1.8,2.0,2.2,2.4,2.6,2.8,3.0,3.2,3.5,3.7,
            4.0,4.2,4.5,4.7,5.0,5.5,6.0,6.5,7.0,7.5,8.0,8.5,
            9.0,9.5,10.0,10.5,11.,12.,13.,14.,15.,17.,20);

Type Funivar = Function(x:Extended):Extended;

Var Intd, Vel, DX, Rho, Cp, kT, difu, X, XAdi, Z, ZAdi, B, BAdi : Extended;
    I, J : Integer;
    F, G : Text;

Function Integral_Definida(f:Funivar; a,b:Extended; m:Word) :
Extended;
  Var g,p,i,d : Extended;
      o : Word;
  Begin
    g:=a; p:=f(g); i:=p; d:=(b-a)/m; o:=m div 2;
  Repeat
    g:=g+d; p:=f(g); i:=i+4*p; g:=g+d; p:=f(g); i:=i+2*p; o:=o-1
  Until o=0;
  g:=b; p:=f(g); i:=i-p;
  Integral_Definida:=d*i/3
  End;

Function FAuxi(ub:Extended) : Extended;
  Begin
```

```

FAux1:=Exp(ub)*bessk0(sqrt(sqr(ZAdi)+sqr(ub)))
End;

Function T(Xa,Za,Ba:Extended) : Extended;
Var X1, X2, Aux: Extended;
Begin
If ZAdi<2e-3
Then
Begin
(* Punto perteneciente a la superficie *)
X1:=XAdi-BAdi;
X2:=XAdi+BAdi;
If Abs(X1)<=1e-8
Then Aux:=X2*exp(X2)*(bessk0(X2)+bessk1(X2))-1
Else If Abs(X2)<=1e-8
Then Aux:=-X1*exp(X1)*(bessk0(-X1)-bessk1(-X1))+1
Else If X1>0
Then Aux:=X2*exp(X2)*(bessk0(X2)+bessk1(X2))-1
-(X1*exp(X1)*(bessk0(X1)+bessk1(X1))-1)
Else If X2<0
Then Aux:=X2*exp(X2)*(bessk0(-X2)-bessk1(-X2))+1
-X1*exp(X1)*(bessk0(-X1)-bessk1(-X1))-1
Else Aux:=X2*exp(X2)*(bessk0(X2)+bessk1(X2))-1
-X1*exp(X1)*(bessk0(-X1)-bessk1(-X1))+1;
T:=2*Difu*Intd/(Pi*kT*Vel)*aux
End
Else
(* Punto no perteneciente a ls superficie *)
T:=2*Difu*Intd/(Pi*kT*Vel)*Integral_Definida(FAux1,Xa-
Ba,Xa+Ba,1000)
End;

(* Cuerpo del programa principal *)

Begin
Assign(F,'Anltc2d.Dat');
Reset(F);
ReadLn(F,Intd);
(* Intensidad: W/m2 *)
ReadLn(F,Vel);
(* Velocidad: m/s *)
ReadLn(F,DX);
(* Tamaño del haz: m *)
ReadLn(F,Rho);
(* Densidad: kg/m3 *)
ReadLn(F,Cp);
(* Capacidad calorifica: J/kgK *)
ReadLn(F,kT);
(* Conductividad termica: W/mK *)
Close(F);
Difu:=kT/(Rho*Cp);
B:=DX/2;
BAdi:=Vel*B/(2*Difu);
WriteLn('En proceso...');
Assign(G,'Solana2d.Dat');
Rewrite(G);
For I:=-3*Inter To 7*Inter Do
Begin
X:=I*B/Inter;
XAdi:=Vel*X/(2*Difu)+1e-14;
For J:=0 To 46 Do
Begin
Z:=h[J]/1000;
ZAdi:=Vel*Z/(2*Difu);
WriteLn(G,-X*1000+35:8:3,' ',
-Z*1000:8:3,' ',
T(XAdi,ZAdi,BAdi):10:3)
End
End;
Close(G)
End.

```

El contenido del archivo de entrada de datos `Anltc2d.Dat` es el dado a continuación en el caso de la comparación realizada en la sección 3.2.4.3:

1e7	Intensidad
0.01	Velocidad
0.01	DX
7860	Densidad
600	Capacidad calorifica
32	Conductividad termica

REFERENCIAS.

- [1] - **AIX XLF**, *XL Fortran for AIX User's Guide - Language Reference, Version 3 Release 2*, IBM Corp. (1994).
- [2] - **AMES, W. F.** "*Numerical Methods for Partial Differential Equations*", 2º ed. Academic Press (1977).
- [3] - **ANSYS** *User's Manual for Revision 5.0*, Swanson Analysis Systems, Inc. Houston (1993).
- [4] - **ARMENGOL, J.** "*Estudi de la Integració de Feixos Coherents amb Miralls Facetats*", Trabajo de Investigación del Tercer Ciclo - Departament d'Optica i Optometria, Universidad Politécnica de Cataluña (1995).
- [5] - **BACHS, L.** y otros, "*Aplicaciones Industriales de los Láseres*", Col. Productiva, Marcombo (1988).
- [6] - **BANAS, C. M.** "*CO₂ Laser Materials Processing*", en *Physical Processes in Laser-Materials Interactions*, ed. M. Bertolotti, Plenum Press, 143-161 (1983).
- [7] - **BARREIROS, A.** y otros, "*Heat Transfer Model for Laser Surface Hardening of Materials*", IST - Lisboa (1992).
- [8] - **BASS, M.** "*Laser Heating of Solids*", en *Physical Processes in Laser-Materials Interactions*, ed. M. Bertolotti, Plenum Press (1983).
- [9] - **BATAILLE, F.** "*Contrôle en Temps Réel de Températures au Cours de Traitements de Surface par Laser CO₂ Multikilowatts*", Tesis Doctoral, Universidad de Paris VI (1991).
- [10] - **BEER, G.** y **WATSON, J. O.** "*Introduction to Finite and Boundary Element Methods for Engineers*", John Wiley & Sons (1992).
- [11] - **BELLÓ, J. M.** y otros, "*Tratamiento Superficial con Láser de Nd:YAG Pulsado de Fundición con Grafito Esferoidal*", Proc. OPTOLEC'92, Madrid, (1992).
- [12] - **BERGMANN, H. W.** "*Surface Treatment*", Proc. EuroLaser Academy, Aquisgrán (1993).
- [13] - **BERGMANN, H. W.** y **DAMASCHEK, R.** "*Laser Surface Treatment of Tools*", Proc. LANE'94, Vol. I. Eds. M. Geiger y F. Vollertsen. Meisenbach Bamberg (1994).
- [14] - **BEYER, E.** "*Process Monitoring and Quality Control*", Proc. EuroLaser Academy, Aquisgrán (1993).
- [15] - **BLÁZQUEZ, V. M.** "*Metalotecnia*" Secc. Publicaciones ETSII - UPM, 3º ed. (1988).

- [16] - **BORLAND PASCAL**, "*Borland Pascal with Objects - Language Guide*", Borland International (1992).
- [17] - **BREINAN, E. M.** y **KEAR, B. H.** "*Rapid Solidification Laser Processing at High Power Intensity*" en *Laser Materials Processing*, ed. M. Bass, North-Holland, 235-295 (1993).
- [18] - **BULABOIS, J.** "*Optics, Resonators and Beams*", Proc. EuroLaser Academy, Aquisgrán (1993).
- [19] - **CAILLIBOTTE, G.** "*Etude Expérimentale de la Refusion Superficielle des Métaux par Laser CO₂ Multikilowatts Continu*", Tesis Doctoral, Univ. Paris, (1992).
- [20] - **CANTELLO, M.** y otros, "*Simulation of Laser Transformation Hardening*" Workshop on Mathematical Simulation of Laser Treatment of Materials, Lisboa (1989).
- [21] - **CANTELLO, M.** "*Laser Welding*", Proc. EuroLaser Academy, Aquisgrán, (1993).
- [22] - **CARNAHAN, B.** y otros, "*Cálculo numérico. Métodos, aplicaciones*" Ed. Rueda (1979).
- [23] - **CARSLAW, H. S.** y **JAEGER, J. C.** "*Conduction of Heat in Solids*", 2º Ed., Oxford University Press (1959).
- [24] - **CERRI, W.** y otros, "*Laser Cladding of Cobalt-Base Powder on Stainless and Construction Steels*", SPIE Vol. 650, High Power Lasers and their Industrial Applications (1986).
- [25] - **CERRI, W.** y otros, "*The Important Role of Modelling in Laser Hardening Process Design*", Proc. SPIE Vol. 801 High Power Lasers (1987).
- [26] - **CLINE, H. E.** y **ANTHONY T. R.** "*Heat Treatment and Melting Material with a Scanning Laser or Electron Beam*", Appl. Phys. **48**, 3895 (1977).
- [27] - **COM-NOGUE, J.** y **KERRAND, E.** "*Laser Surface Treatment for Electromagnetic Applications*" Proc. SPIE Vol. 801 High Power Lasers (1987).
- [28] - **CRAFER, R. C.** "*Manipulating and CNC*", Proc. EuroLaser Academy, Aquisgrán (1993).
- [29] - **CHAPMAN, A. J.** "*Transmisión del Calor*", 3º ed. Bellisco (1984).
- [30] - **CHUN, M.K.** "*Interaction of High-Intensity Laser Beams with Metals*", Journal of Applied Physics, Vol 41, N°2, Febrero 1970.
- [31] - **DAHLQUIST, G.** y otros, "*Numerical Methods*", Prentice-Hall (1974).

- [32] - **DRENKER, A.** y otros, "*Adaptative Temperature Control in Laser Transformation Hardening*" Proc. ECLAT'90, 283-290 (1990).
- [33] - **DULEY, W. W.** "*CO₂ Lasers: Effects and Applications*", Academic Press (1976).
- [34] - **DULEY, W. W.** "*Laser Material Interaction of Relevance to Metal Surface Treatment*" en *Laser Surface Treatment of Metals*, ed. C.W. Draper y P. Mazzoldi, Plenum Press, 3-16 (1990).
- [35] - **DULEY, W. W.** "*Laser Processing and Analysis of Materials*", Plenum Press (1983).
- [36] - **ELOY, J. F.** "*Power Lasers*", Ellis Horwood Ltd. (1987).
- [37] - **FABBRO, R.** y otros, "*Absorption Measurements in Continuous High-Power CO₂ Laser Processing of Materials*", Proc. SPIE Vol. 801 High Power Lasers (1987).
- [38] - **FARIAS, D.** y otros, "*Modelling of Phase Transformations during Fast Heating and Cooling in Steels*" Informe interno, Laboratoire de Science et Génie des Matériaux Métalliques, Ecole des Mines, Nancy (1992).
- [39] - **FERNÁNDEZ, B. J.** y otros, "*Consideraciones sobre el temple con láser de aceros*" Informe interno, Centro Nacional de Investigaciones Metalúrgicas (CSIC), Madrid (1991).
- [40] - **FOLKES, J.** "*Laser Surface Melting and Alloying of Titanium*", en *Laser Surface Treatments*, ed. C.W. Draper y P. Mazoldi, 450-459 (1990).
- [41] - **FRITSCH, H. U.** y **BERGMANN, H. W.** "*Influence of the Carbon Diffusion During Laser Transformation Hardening - Numerical Simulation and Experimental Verification*", Diehl GmbH & Co, Röthenbach, Alemania, (1992).
- [42] - **GALANTUCCI, L.** y **TRICARICO, L.** "*Transient Numerical Analysis of Laser Heat Treatment Using FEM*", Proc. LANE'94, Vol. I. ed. M. Geiger y F. Vollertsen, Meisenbach Bamberg (1994).
- [43] - **GARCÍA-BELTRÁN, A.** "*Modelado Numérico y Caracterización de los Procesos de Temple Superficial de Materiales Metálicos con Láser*", Proyecto Fin de Carrera, ETSI Industriales de Madrid (1991).
- [44] - **GARCÍA-BELTRÁN, A.** y otros. "*Analysis of the Influence of Optical and Thermal Material Properties in the Laser Surface Treatments of Steel*", Proc. EOS Annual Meetings Digest, Zaragoza, **3**, (1993).
- [45] - **GASSER, A.** y otros, "*Capillary Waves and Energy Coupling in Laser Materials Processing*" SPIE Vol. 801 High Power Lasers (1987).

- [46] - **GEIGER, M.** "*Optimizing Laserforming by FEM-Simulation*", Proc. 10^o Meeting of the Working Group on Mathematical Modelling of High Power Laser Material Processing, Univ. Erlangen-Nuremberg, 1995.
- [47] - **GEISSLER, E. y BERGMANN, H.W.** "*3D Temperature Fields in Laser Transformation Hardening. Part I: Quasi-Stationary Fields*", Opto Elektronik Magazin, **4** (1988).
- [48] - **GEISSLER, E. y BERGMANN, H. W.** "*3D Temperature Fields in Laser Transformation Hardening. Part II: Nonstationary Fields*", Proc. Workshop Math. Simulation Laser Treatment of Materials, Lisboa (1989).
- [49] - **GIORDANO, L. y RAMOUS, E.** "*Rapid Solidification of Surface Layers Melted by CW Laser*" en Laser Surface Treatments, ed. C.W. Draper y P. Mazoldi, (1990).
- [50] - **GIRARDEAU-MONTAUT, J. P.** "*Dynamical Coupling Parameters for Laser-Material Interactions*", SPIE Vol. 801 High Power Lasers, 75 (1987).
- [51] - **GNANAMUTHU, D. S. y SHANKAR, V. S.** "*Laser Heat Treatment of Iron-Base Alloys*" NATO Conf. San Miniato, Italia, 413-430 (1985).
- [52] - **GNANAMUTHU, D. S. y SHANKAR, V. S.** "*Laser Heat Treatment of Metals*", ed. G.W. Draper y P. Mazzoldi, Serie E: Applied Sciences, Martinus Nijhoff Publ. **115**, 521-543, (1986).
- [53] - **GRAPHER.** *2-D Graphing System User's Guide.* Ver. 1.25, Golden Software Inc. (1994).
- [54] - **GREENWALD L.E.** United Technologies Research Center Report R75-111321-1 (1975).
- [55] - **GREGSON, V.** "*Laser Heat Treatment*", Laser Materials Processing, ed. M. Bass, North Holland (1983).
- [56] - **HARRACH, R. J.** "*Analytical Solutions for Laser Heating and Burnthrough of Opaque Solids Slabs*", Appl. Phys. Vol. 48, n^o6 (1977).
- [57] - **HERRERO, F. y otros,** "*Development of a Thermal Camera Based Monitoring System for On-Line Control of Laser Processing Applications*" Proc. EOSAM'93, Zaragoza (1993).
- [58] - **HERZIGER, G.** "*Gas Lasers*", Proc. EuroLaser Academy, Aquisgrán (1993).
- [59] - **HERZIGER, G.** "*Lasertechnik II*", ILT - Fraunhofer Institut für Lasertechnik, Aquisgrán (1994).
- [60] - **HEVA** *Catálogo de Aceros, Aceros Especiales HEVA, S.A.* Echevarría - Bilbao, Diciembre (1973).

- [61] - **HÜGEL, H.** y **DAUSINGER, F.** "*Interaction Phenomena and Energy Coupling in Laser Treatment Processes*", Proc. EuroLaser Academy, Aquisgrán (1993).
- [62] - **ION, J. C.** "*Modeling of Laser Material Processing*", Industrial Laser Book 1992-93.
- [63] - **KECHEMAIR, D.** "*Instrumentation et Optimisation de la Trempe Superficielle des Aciers par Laser CO₂ Continu*" Tesis Doctoral, Universidad de Paris-Sud (1989).
- [64] - **KREUTZ, E. W.** "*Health and Safety*", Proc. EuroLaser Academy, Aquisgrán, (1993).
- [65] - **LA ROCCA, A. V.** "*Models of Thermal Fields and High Entering Flux for Laser Processing*", Proc. 5th GCL Symp, Oxford (1984).
- [66] - **LAGUARTA, F.** y otros, "*Optical Glass Polishing by Controlled Laser Surface-Heat Treatment*" Applied Optics Vol. 33 n° 27, 6508-6513 (1994).
- [67] - **LAPIDUS, L.** y **PINDER, G. F.** "*Numerical Solution of Partial Differential Equations in Science and Engineering*", John Wiley & Sons (1982).
- [68] - **LEPSKI, D.** y **REITZENSTEIN, W.** "*Estimation and Optimization of Processing Parameters in Laser Surface Hardening*", Informe Interno, Fraunhofer-Institute of Materials Physics and Surface Engineering, Dresde, (1994).
- [69] - **LORRAIN, P.** y **CORSON, D. R.** "*Campos y Ondas Electromagnéticos*" 3° Ed. Selecciones Científicas (1979).
- [70] - **LUXON, J. T.** y **PARKER, D. E.** "*Industrial Lasers and their Applications*" Prentice-Hall (1985).
- [71] - **MARTÍNEZ-HERRERO, R.** y otros, "*Caracterización Paramétrica de Haces Láser*", Proc. OPTOLEC'92, Madrid (1992).
- [72] - **MARSDEN, C.** "*Laser Surface Alloying of Stainless Steel with Carbon*", en Laser Surface Treatments, ed. C.W. Draper y P. Mazoldi, 461-473 (1990).
- [73] - **MAZUMDER, J.** y **STEEN, W. M.** "*Heat Transfer Model for CW Laser Material Processing*", Appl. Phys. **51**, 941 (1980).
- [74] - **MAZUMDER, J.** "*Laser Surface Alloying and Cladding for Corrosion and Wear*" en Laser Surface Treatments, ed. C.W. Draper y P. Mazoldi, 297-307 (1990).
- [75] - **MOLERA, P.** "*Tratamientos Térmicos de los Metales*", Marcombo (1991).

- [76] - **MORDIKE, B. L.** "*Laser Gas Alloying*", en *Laser Surface Treatments*, ed. C.W. Draper y P. Mazoldi, 389-411 (1990).
- [77] - **MUÑOZ-BARCELÓ, J. A.** "*Modelado Numérico, Caracterización y Diseño de Procesos de Tratamiento Térmico Superficial de Materiales con Láser*", Proyecto Fin de Carrera, ETSI Industriales de Madrid (1991).
- [78] - **OAKLEY, P. J.** "*Economics of Laser Processing*", Proc. EuroLaser Academy, Aquisgrán (1993).
- [79] - **OCAÑA, J. L.** "*Review on the Physics and Computational Methods for the Modelling of the Laser-Matter Interaction in High Intensity Laser Processing Applications*", *Lasers in Engineering*, 3 (1994).
- [80] - **OLSEN, F. O.** "*Theoretical Investigations in the Fundamental Mechanics of High Intensity Laser Light Reflectivity*", SPIE Proc. Vol 1020, High Power CO₂ Laser Systems and Applications, 114-122 (1988).
- [81] - **OLSEN, F. O.** "*Cutting*", Proc. EuroLaser Academy, Aquisgrán (1993).
- [82] - **ORZA, J. M.** "*Láseres*", Publicaciones C.S.I.C. (1986).
- [83] - **PIZZI, P.** "*Laser Metalworking*" en *Applied Laser Tooling*, ed. O.D.D. Soares y M. Pérez-Amor, 213-233 (1987).
- [84] - **PRESS, W. H.** y otros, "*Numerical Recipes in Pascal: The Art of Scientific Computing*", Cambridge University Press (1989).
- [85] - **PROKHOROV, A. M.** y otros, "*Laser Heating of Metals*", Adam Hilger (1990).
- [86] - **RAMOUS, E.** "*Carburization of Steel Surfaces by Laser Treatment*" (1992).
- [87] - **RAPPAZ, M.** "*Les Donnees Generales de la Simulation dans le Traitement Laser*", Laser de Puissance et Traitements des Matériaux, Ecole de Printemps, Sireuil, Francia (1991).
- [88] - **RAPPAZ, M.** y **HOADLEY A. F. A.** "*Modelling of Melt Pool Shape and of Microstructure Formation During Laser Remelting of Material Surfaces*", Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, Suiza (1992).
- [89] - **READY, J. F.** "*Effects of High Power Laser Radiation*", Academic Press, (1971).
- [90] - **READY, J. F.** "*Industrial Applications of Lasers*", Academic Press (1978).
- [91] - **REITZ, J. R.** y otros, "*Foundations of Electromagnetic Theory*", 3º Ed. Addison Wesley Pub. Co. (1979).
- [92] - **RICHTMYER, R. D.** y **MORTON, K. W.** "*Difference Methods for Initial-Value Problems*", John Wiley & Sons (1967).

- [93] - **RUDLAFF, T. y DAUSINGER, F.** "*Increasing the Efficiency of Laser Beam Hardening*", Proc. ICALEO, 451-458 (1990).
- [94] - **RUIZ, J. y otros,** "*Predicción del Efecto del Temple de Aceros con Láser*", Rev. Metal. Madrid **26**, 374-385 (1990).
- [95] - **RUPÉREZ, M. J.** "*Riesgos Derivados de la Utilización de Láseres*", Centro Nacional de Nuevas Tecnologías, Madrid (1994).
- [96] - **SANDVEN, O. A.** "*Laser Surface Heat Treatment*", Proc. SPIE **198**, 138 (1979).
- [97] - **SCHUÖCKER, D.** "*Basic Laser Mechanism*", Proc. EuroLaser Academy, Aquisgrán (1993).
- [98] - **SHANKAR, V. S. y GNANAMUTHU, D. S.** "*Computational Simulation of Laser Heat Processing of Materials*" AIAA 23rd Aerospace Sciences Meeting, Reno (1985).
- [99] - **SHAPIRO, A. B.** "*TOPAZ2D.- A Two-Dimensional Finite Element Code for Heat Transfer Analysis and Electrostatic and Magnetostatic Problems*", University of California, Lawrence Livermore National Laboratory, Rept UCID-20824 (1986).
- [100] - **SHAPIRO, A. B.** "*TOPAZ3D.- A Three Dimensional Finite Element Heat Transfer Code*", University of California, Lawrence Livermore National Laboratory, Rept UCID-20484 (1985).
- [101] - **SHAPIRO, A. B. y EDWARDS, A. L.** "*TOPAZ2D Heat Transfer Code Users Manual and Thermal Property Data Base*", University of California, Lawrence Livermore National Laboratory, Rept UCRL-ID-104558 (rev. 1), (1990).
- [102] - **SINGH, J.** "*Evolution of Microstructure for Laser Fe-Cr-Mn-C Alloys*", Proc. SPIE Vol. 650 High Power Laser and Their Industrial Applications, 225-244 (1985).
- [103] - **SONA, A.** "*Metallic Materials Processing: Cutting and Drilling*" en Applied Laser Tooling, ed. O.D.D. Soares y M. Pérez-Amor, 105-113 (1987).
- [104] - **SPALDING, I. J.** "*Industrial Laser Systems*", Proc. EuroLaser Academy Aquisgrán (1993)
- [105] - **SPRANG, I. VAN** "*The Use of Models for the Determination of the Machining Parameters of Laser Hardening and Laser Cladding*", Tesis Doctoral, Universidad de Twente, (1992).
- [106] - **STEEN, W. M.** "*Surface Engineering with Lasers*" en Applied Laser Tooling ed. O.D.D. Soares y M. Pérez-Amor, 131-181 (1987).

- [107] - **STERN, J.** Rap. ISL 914 (1979).
- [108] - **SURFER** - *Surface Mapping System User's Guide*. Ver. 5.00, Golden Software Inc. (1994).
- [109] - **SVELTO, O.** "*Principles of Lasers*", Plenum Press (1982).
- [110] - **THELNING, K.E.** "*Steel and its Heat Treatment*" 2º ed. Butterworth (1984).
- [111] - **TORO, A.** Proyecto Fin de Carrera, ETSI Industriales - U. Politécnica de Madrid. En curso de presentación en 1996.
- [112] - **TOSTO, S.** "*Laser Surface Treatments: A Review of Models*", ENEA C.R.E. Roma (1992).
- [113] - **VARGA, T.** y **SPÖRK, N.** "*Material Properties and Workpiece Classification*", Proc. EuroLaser Academy, Aquisgrán (1993).
- [114] - **VON ALLMEN, M.** "*Coupling of Laser Radiation to Metals And Semiconductors*", en *Physical Processes in Laser-Materials Interactions*, ed. M. Bertollotti, Plenum Press (1983).
- [115] - **VON ALLMEN, M.** "*Laser Beam Interaction with Materials*", Springer Verlag (1987).
- [116] - **WEBER, H.** "*High Power Solid State Lasers and Fiber Transmission*", Proc. EuroLaser Academy, Aquisgrán (1993).
- [117] - **WECK, M.** y otros, "*Laser - a Tool for Turning Centres*", Proc. LANE'94, Vol I, ed. M. Geiger y F. Vollertsen, Meisenbach Bamberg (1994).
- [118] - **YILBAS, B. S.** y otros. "*Measurement and Prediction of Surface Temperature in Relation to Laser Surface Hardening of Metals*", Proc. SPIE, Laser Technologies in Industry, **952**, (1988).
- [119] - **ZEL'DOVICH, Y. B.** y **RAIZER, Y. P.** "*Physics of Shock Waves and High Temperature Hydrodynamic Phenomena*", Academic Press (1967).